

И. Я. ТАРНОВСКИЙ, Е. В. ПАЛЬМОВ, В. А. ТЯГУНОВ,
С. В. МАКАЕВ, В. П. КОТЕЛЬНИКОВ, Л. В. АНДРЕЮК

ПРОКАТКА НА БЛЮМИНГЕ

Под научной редакцией И. Я. ТАРНОВСКОГО



ГОСУДАРСТВЕННОЕ
НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКОЕ ИЗДАТЕЛЬСТВО
ЛИТЕРАТУРЫ ПО ЧЕРНОЙ И ЦВЕТНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ

Москва 1963

Книга подготовлена коллективом авторов под общей редакцией И. Я. Тарновского. Главы I и II написаны И. Я. Тарновским, В. П. Котельниковым, С. В. Макаевым, глава III — С. Л. Коцарем и И. Я. Тарновским, глава IV — Л. В. Андреевым, глава V — И. Я. Тарновским, С. В. Макаевым и Л. В. Андреевым, главы VI и VII — В. А. Тягуновым и глава VIII — Е. В. Пальмовым.

АННОТАЦИЯ

В книге рассматривается технология и теория прокатки стальных слитков на современных блюмингах. Вопросы качества продукции освещены в виде обобщений заводских наблюдений и экспериментов, выполненных на блюмингах Магнитогорского и Нижне-Тагильского металлургических комбинатов. Большое внимание в книге уделено разработке рациональных скоростных режимов, обеспечивающих высокопроизводительную и ритмичную работу. В книге изложены также новейшие данные о конструкциях и расчете механического оборудования, включая материалы о создаваемом на Уралмашзаводе блюминге-автомате.

Книга предназначена для инженерно-технических работников прокатных цехов металлургических предприятий, конструкторских и исследовательских организаций и может быть полезна студентам металлургических высших учебных заведений, специализирующихся по прокатному производству.

ВВЕДЕНИЕ

Черная металлургия успешно выполняет задания семилетнего плана развития народного хозяйства Советского Союза.

Новой Программой КПСС предусмотрено дальнейшее быстрое развитие металлургической промышленности [1].

Рост производства проката будет достигнут как за счет вновь построенных блюмингов и слябингов, так и за счет реконструкции, автоматизации и интенсификации режимов работы крупных обжимных станков.

В Советском Союзе достигнута самая высокая в мире производительность блюмингов. Производительность блюмингов, введенных в эксплуатацию в годы первых пятилеток, в настоящее время удвоилась. Несмотря на это, резервы дальнейшего роста производительности далеко еще не исчерпаны. Повышение мощности станковых двигателей и нагревательных средств, выбор оптимальных размеров слитков и заготовок и режимов деформации металла, а также автоматизация и совершенствование организации производства позволят добиться дальнейшего существенного увеличения производительности блюмингов. Основные положения современной теории прокатки разработаны применительно к условиям прокатки главным образом на листовых станах. Некоторое развитие получила теория прокатки на сортовых станах.

Применительно к условиям прокатки крупных стальных слитков на обжимных станах теория прокатки находится лишь на начальной стадии своего развития. Это объясняется более сложными граничными условиями процесса прокатки толстых полос, особенно с малыми отношениями длины геометрического очага деформации к его толщине. В этих случаях резко возрастает роль и значение внешних зон, развивается так называемое двойное бочкообразование, значительная часть объема очага деформации претерпевает сложное напряженное состояние и т. д.

Актуальность этих вопросов и большой интерес, проявляемый к ним исследователями, очевидны. За последние 5—10 лет в отечественной литературе появилось значительное количество работ, авторы которых излагают особенности деформации металла при прокатке на блюмингах. Однако эти работы обычно содержат описание наблюдаемых при прокатке явлений, экспери-

ментальных данных и в лучшем случае попытки качественного анализа известных из практики явлений; теоретические же обобщения отсутствуют.

Так, ни одна из многочисленных формул, применяемых для расчета уширения, не может быть признана пригодной для расчета уширения при прокатке на блюминге, а тем более для раздельного определения максимального и минимального уширения, которое имеет исключительно важное значение. Общеизвестные из теории прокатки формулы для расчета опережения оказываются непригодными в случае прокатки на блюминге, а критическая (нейтральная) поверхность не представляет собой плоскости. Теоретические формулы для расчета усилий прокатки также оказались непригодными для случаев прокатки на блюмингах, поскольку они не учитывают влияния внешних зон

Между тем резкий рост производительности блюмингов, необходимость совершенствования схем и скоростных режимов прокатки, а также автоматизация прокатки на блюминге предъявляют повышенные требования к теоретическим исследованиям. Наиболее важными и актуальными следует признать:

а) исследование силовых и энергетических параметров прокатки с разработкой наиболее рациональных режимов эксплуатации станковых двигателей и механического оборудования;

б) исследование условий осуществления захвата раската и установившегося процесса прокатки;

в) исследование течения металла при прокатке на блюминге;

г) исследование зависимости макроструктуры и качества поверхности блюмов от качества слитков, режимов деформации и напряженного и деформированного состояний металла.

Наряду с изучением усилий и деформаций для организации ритмичной и высокопроизводительной работы блюминга важное значение имеет разработка оптимальных скоростных режимов работы основного и вспомогательного оборудования. Эти вопросы имеют также исключительно важное значение при создании и освоении современных блюмингов-автоматов.

Заводы тяжелого машиностроения Советского Союза обеспечивают металлургию крупными обжимными станами, механическое оборудование которых полностью соответствует современному уровню техники. На Уралмашзаводе закончили проектирование и приступили к изготовлению блюминга-автомата, все оборудование которого будет работать автоматически с управлением от нескольких счетно-решающих устройств, блокированных в единую систему.

Производство заготовок непрерывной разливкой стали, минуя прокатку слитков на крупных обжимных станах, дает основание считать, что этот процесс получит достаточно быстрое развитие, темпы которого будут зависеть от совершенствования выплавки и разлива стали, а также от технологии прокатки.

ГЛАВА I

УСИЛИЕ И МОЩНОСТЬ ПРОКАТКИ НА БЛЮМИНГЕ

1. ХАРАКТЕРИСТИКА ОЧАГА ДЕФОРМАЦИИ

Изучение реальных процессов прокатки сопряжено, как известно, с рядом весьма серьезных затруднений. В связи с этим состояние теории прокатки в настоящее время таково, что даже наиболее простой процесс прокатки — симметричная продольная прокатка в гладких валках — не может быть описан одним уравнением, отражающим все многообразие факторов, влияющих на процесс, хотя принципиально это вполне возможно. Практически ценные результаты пока еще достигаются при изучении только сравнительно узких областей существующих процессов прокатки.

Ниже рассматриваются основные вопросы прокатки так называемых «высоких» полос в валках одинакового диаметра с гладкой бочкой.

Как и всякая физическая задача, эта задача может быть подвергнута предварительному анализу с помощью теории размерностей, позволяющей сгруппировать величины, определяющие процесс, в значительно меньшее количество безразмерных параметров или критериев [2, 3 и др.]. Нетрудно показать, что такого рода размерный анализ позволяет получить критериальные системы вида:

$$\left(\frac{p_c}{\sigma_s}, \frac{\Delta B}{\Delta H}, S, \dots \right) = \varphi_1 \left(\frac{\Delta H}{H_0}, \frac{H_0}{D}, \frac{H_0}{B_0}, \rho, \dots \right), \quad (1.1)$$

$$\left(\frac{p_c}{\sigma_s}, \frac{\Delta B}{l}, S, \dots \right) = \varphi_2 \left(\frac{l}{H}, \frac{B_0}{l}, \alpha, \rho, \dots \right), \quad (1.2)$$

$$\left(\frac{p_c}{\sigma_s}, \frac{\Delta B}{l}, S, \dots \right) = \varphi_3 \left(\frac{l}{H}, \frac{H}{D}, \frac{H}{B_0}, \rho, \dots \right) \text{ и т. д.}, \quad (1.3)$$

определяющие зависимость основных факторов прокатки — удельного давления металла на валки $\frac{p_c}{\sigma_s}$, показателя ушире-

ния $\frac{\Delta B}{\Delta H}$, опережения S и т. д. от соответствующих критериев, записанных в этих выражениях.

Системы (I.1); (I.2); (I.3) и т. д. в теоретическом отношении совершенно равноправны, но система (I.2) наиболее предпочтительна, так как входящие в это уравнение критерии полностью характеризуют относительные размеры очага деформации и имеют ясный физический смысл.

Применение соотношения (I.2) может быть оправдано также и тем, что оно позволяет связать между собой такие, на первый взгляд, различные процессы, как прокатка и кузнечная протяжка и некоторые другие, помочь более глубокому изучению каждого из них и обобщению коренных черт, присущих этим процессам.

Опыты показывают, что из критериев, приведенных в уравнении (I.2), наибольшее влияние на процесс оказывает величина отношения длины дуги захвата к средней высоте полосы $\frac{l}{H}$ [4—11 и др.].

В зависимости от отношения $\frac{l}{H}$ (будем называть его в дальнейшем «фактором формы») процессы продольной прокатки можно подразделить следующим образом:

1. Прокатка без вытяжки — при $\frac{l}{H} < 0,10—0,15$.
2. Прокатка с двойным бочкообразованием — $0,10—0,15 < \frac{l}{H} < 0,6—0,7$.
3. Прокатка с одинарным бочкообразованием, но с заметной неравномерностью деформации — $0,6—0,7 < \frac{l}{H} < 2—3$.
4. Прокатка с одинарным бочкообразованием и несущественной неравномерностью деформации — $\frac{l}{H} > 2—3$.

Это разграничение, разумеется, условно — четких границ между различными видами прокатки не существует, так как, помимо фактора $\frac{l}{H}$, на процесс прокатки оказывают определенное влияние и другие геометрические факторы: угол захвата α и отношение ширины раската к длине дуги захвата $\frac{B_c}{l}$. Тем не менее по характеру формоизменения указанные виды продольной прокатки, как это впервые было показано в работе [4], значительно отличаются друг от друга целым рядом особенностей. Поэтому разделение процессов прокатки оказывается полезным, хотя бы с той точки зрения, что оно позволяет в пределах каждого данного вида пользоваться рядом одних и тех же допущений и гипотез для упрощения решения конкретных задач.

В настоящее время уместность и целесообразность подразделения процессов в зависимости от фактора формы $\frac{l}{H}$ поддер-

живается, как нам кажется, большинством исследователей [5; 11].

В первоначальной классификации процессов прокатки [4] отсутствовал лишь первый случай — прокатка без вытяжки, который, хотя и редко, все же имеет место в производственных условиях (ребровые проходы при прокатке слябов на блюминге, прокатка в эджерных валках непрерывных тонколистовых станов горячей прокатки и др.). Этот случай представляет также значительный теоретический интерес и поэтому он в дальнейшем рассматривается особо.

В остальной же части книги рассматривается второй случай прокатки, когда $0,1—0,15 < \frac{l}{H} < 0,6—0,7$.

Из приведенных ниже режимов обжатий на различных блюмингах видно, что интервалы изменения $\frac{l}{H}$, соответствующие второму случаю, наиболее характерны для современных крупных обжимных станов (табл. 1—5). Для этого же случая ниже употребляется термин «толстые» полосы.

Следует, однако, иметь в виду, что в особых условиях прокатки небольшие значения $\frac{l}{H}$ могут иметь место при прокатке полос умеренной толщины. Например, если заготовку толщиной 100 мм в валках диаметром 500 мм прокатывать с обжатиями $\Delta H < 14—15$ мм, то величина фактора формы будет соответствовать второму случаю прокатки. То же будет и при прокатке заготовки толщиной 60 мм в валках диаметром 400 мм при $\Delta H < 6—7$ мм и т. д.

Однако малые обжатия обычно не применяются при таких параметрах прокатки. Если же имеется в виду прокатка сляба толщиной 100 мм со сравнительно небольшими абсолютными обжатиями, то и в этом случае наблюдается двойное бочкообразование, несмотря на большое отношение $\frac{B_c}{l}$.

Таким образом, применяя термин «прокатка толстых полос», мы будем в дальнейшем иметь в виду обычные условия прокатки крупных слитков на блюмингах, описанные в табл. 1—5.

Что касается ширины полос, то в зависимости от отношения $\frac{B_c}{l}$ полосы целесообразно подразделить на узкие — для $\frac{B_c}{l} < 1,0$ и широкие — для $\frac{B_c}{l} \geq 1,0$ [12].

Как видно из данных табл. 1—5, при прокатке слитков на блюминге отношение $\frac{B_c}{l}$ обычно колеблется в пределах 2—4, т. е. очаг деформации широкий. Многочисленные опытные данные показывают, что при тех значениях $\frac{l}{H}$, которые имеют

Схемы прокатки стали на блюминге № 3 ММК [13]

Таблица 1

Сталь	№ про- пуска	№ калиб- ра	Размеры полосы после пропуска $H \times B$, мм	Катаю- щий диа- метр, мм	ΔH мм	ΔB мм	$\frac{l}{H}$	$\frac{B_c}{l}$
Кипящая	0	—	750×670	—	—	—	—	—
	1	6	675×675	1090	75	5	0,28	3,3
	2	6	610×680	1090	65	5	0,29	3,6
	3	6	635×615 ^d	1090	45	5	0,24	3,9
	4	6	590×622	1090	45	7	0,26	3,9
	5	6	545×630	1090	45	8	0,28	4,0
	6	6	500×640	1090	45	10	0,30	4,0
	7	6	580×510 ^d	1090	60	10	0,30	2,8
	8	6	520×520	1090	60	10	0,33	2,8
	9	6	460×530	1090	60	10	0,37	2,9
	10	6	400×540	1090	60	10	0,42	3,0
	11	I	480×415 ^d	1050	60	15	0,35	2,3
	12	I	400×430	1050	80	15	0,47	2,1
	13	I	365×410	1050	65	10	0,46	2,2
	14	I	290×420	1050	75	10	0,61	2,1
	15	II	325×310 ^d	1060	95	20	0,60	1,3
	16	II	240×325	1060	85	15	0,75	1,5
	17	III	250×250 ^d	1060	75	10	0,69	1,2
Конструкционная	0	—	760×680	—	—	—	—	—
	1	6	665×680	1090	95	0	0,32	3,0
	2	6	610×680	1090	55	0	0,32	3,9
	3	6	580×620	1090	100	10	0,37	2,6
	4	6	525×630	1090	55	10	0,31	3,6
	5	6	575×535	1090	55	10	0,29	3,1
	6	6	515×545	1090	60	10	0,33	3,0
	7	6	460×555	1090	55	10	0,35	3,2
	8	6	400×565	1090	60	10	0,42	3,1
	9	I	490×415	1050	75	15	0,38	2,0
	10	I	405×430	1050	85	15	0,47	2,0
	11	I	365×415	1050	65	10	0,46	2,2
	12	I	290×425	1050	75	10	0,61	2,1
	13	II	325×310	1060	100	20	0,61	1,3
	14	II	240×325	1060	85	15	0,75	1,5
	15	III	250×250	1060	75	10	0,69	1,2

Таблица 2

Схема прокатки стали на блюминге КМК [14]

№ пропуска	№ калибра	Размеры полосы после пропуска $H \times B$, мм	Катающий диаметр мм	ΔH мм	ΔB мм	$\frac{l}{H}$	$\frac{B_c}{l}$
0	—	690×690	—	—	—	—	—
1	I	620×700	1067	70	10	0,30	3,6
2	I	545×710	1067	75	10	0,34	3,5
3	I	640×555	1067	70	10	0,29	2,8
4	I	570×565	1067	70	10	0,32	2,9
5	I	500×575	1067	70	10	0,36	2,9
6	I	425×585	1067	75	10	0,43	2,9
7	II	505×435	1027	80	10	0,37	2,1
8	II	420×445	1027	85	10	0,45	2,1
9	II	380×430	1027	65	10	0,44	2,3
10	II	310×440	1027	70	10	0,55	2,3
11	III	320×330	1017	120	20	0,65	1,3

Таблица 3

Схемы прокатки стали на блюминге НТМК [13]

Сталь	№ про- пуска	№ калиб- ра	Размеры полосы после пропуска $H \times B$, мм	Катаю- щий диа- метр, мм	ΔH мм	ΔB мм	$\frac{l}{H}$	$\frac{B_c}{l}$
Кипящая	0	—	760×680	—	—	—	—	—
	1	6	680×680	1025	80	—	0,28	3,4
	2	6	605×680	1025	75	—	0,30	3,5
	3	6	605×615	1025	75	10	0,30	3,1
	4	6	540×625	1025	65	10	0,32	3,4
	5	6	470×635	1025	70	10	0,37	3,3
	6	6	405×645	1025	65	10	0,42	3,5
	7	6	600×415	1025	45	10	0,24	2,7
	8	6	520×425	1025	80	10	0,36	2,1
	9	I	450×435	940	70	10	0,37	2,4
	10	I	400×445	940	50	10	0,36	2,9
	11	I	360×410	940	85	10	0,50	2,0
	12	I	300×420	940	60	10	0,51	2,5
	13	II	305×320	975	115	20	0,66	1,3
Рельсовая	0	—	810×680	—	—	—	—	—
	1	6	710×680	1025	100	—	0,30	3,0
	2	6	640×680	1025	70	—	0,28	3,6
	3	6	630×645	1025	50	3	0,24	4,0
	4	6	580×650	1025	50	5	0,26	4,0
	5	6	530×660	1025	50	10	0,29	4,1
	6	6	480×670	1025	50	10	0,32	4,2
	7	6	440×680	1025	40	10	0,31	4,7
	8	6	400×690	1025	40	10	0,34	4,8
	9	I	630×410	940	60	10	0,25	2,4
	10	I	550×420	940	80	10	0,33	2,1
	11	I	470×430	940	80	10	0,38	2,2
	12	I	400×440	940	70	10	0,42	2,4
	13	I	360×410	940	80	10	0,48	2,1
	14	I	300×420	940	60	10	0,51	2,5
	15	II	300×320	975	120	20	0,67	1,3

Таблица 4

Схема прокатки стали на блюминге завода им. Дзержинского [15]

№ пропуска	№ калибра	Размеры полосы после пропуска $H \times B$, мм	Катаю- щий диа- метр, мм	ΔH мм	ΔB мм	$\frac{l}{H}$	$\frac{B_c}{l}$
0	—	770×700	—	—	—	—	—
1	I	655×709	1034	115	9	0,34	2,9
2	I	600×713	1034	55	4	0,27	4,2
3	I	600×623	1034	113	23	0,37	2,5
4	I	545×634	1034	55	11	0,30	3,7
5	I	490×645	1034	55	11	0,33	3,8
6	I	435×656	1034	55	11	0,37	3,8
7	I	380×667	1034	55	11	0,41	3,9
8	I	325×678	1034	55	11	0,48	4,0
9	II	555×343	948	123	18	0,39	1,4

Продолжение табл. 4

№ пропуска	№ калибра	Размеры полосы после пропуска $H \times B$, мм	Катающий диаметр, мм	ΔH мм	ΔB мм	$\frac{l}{H}$	$\frac{B_c}{l}$
10	II	450×359	948	105	16	0,44	1,6
11	II	345×375	948	105	16	0,56	1,6
12	II	240×391	948	105	16	0,76	1,7
13	III	290×256	962	101	16	0,65	1,1
14	III	190×272	962	100	16	0,91	1,2
15	I	208×208	1034	64	18	0,76	1,1
15	IV	220×199	985	52	9	0,65	1,2
16	IV	175×207	985	45	8	0,75	1,4
17	I	182×182	1034	25	7	0,59	1,6

Таблица 5

Схема прокатки стали на блюминге [16]

№ про-пуска	№ ка-либра	Размеры полосы после пропуска $H \times B$, мм	Катающий диаметр, мм	ΔH мм	ΔB мм	$\frac{l}{H}$	$\frac{B_c}{l}$
0	—	600×600	—	—	—	—	—
1	I	530×626	980	70	26	0,33	3,3
2	I	460×652	980	70	26	0,37	3,5
3	I	582×486	980	70	26	0,30	2,6
4	I	512×512	980	70	26	0,34	2,7
5	I	432×541	980	80	29	0,42	2,7
6	I	352×570	980	80	29	0,50	2,8
7	I	490×381	980	80	29	0,37	1,8
8	I	410×410	980	80	29	0,44	2,0
9	I	325×440	980	85	30	0,55	2,1
10	II	355×330	820	85	5	0,47	1,8
11	II	270×330	820	85	0	0,60	1,8
12	II	185×330	820	85	0	0,82	1,8
13	III	245×215	884	85	30	0,67	1,0
14	III	165×240	884	80	25	0,92	1,2
15	IV	160×170	910	80	5	0,95	0,9
16	IV	120×170	910	40	0	0,96	1,3
17	V	130×130	920	40	10	0,91	0,9

место при прокатке на блюминге, изменение $\frac{B_c}{l}$ в практически возможных пределах мало влияет на напряженное и деформированное состояние металла. Поэтому в характеристике очага деформации при прокатке толстых полос (второй случай прокатки) решающее значение имеет фактор $\frac{l}{H}$.

Вместе с тем известно, что при прокатке полос умеренной толщины или при более высоких значениях $\frac{l}{H}$ (третий случай

прокатки) наряду с этим отношением все большую роль в характеристике напряженного и особенно деформированного состояния металла при прокатке играет величина $\frac{B_c}{l}$. Это объясняется тем, что по мере увеличения $\frac{l}{H}$ и переходе от двойного бокового образования к одинарному (переход от второго случая прокатки к третьему) изменяется соотношение силовых факторов, действующих в очаге деформации.

При малых $\frac{l}{H}$ решающее значение имеет силовое взаимодействие металла геометрического очага деформации с внешними зонами, а роль сил внешнего трения относительно мала (здесь, конечно, не имеются в виду условия захвата полосы валками). С увеличением отношения $\frac{l}{H}$ повышается роль сил внешнего трения и соответственно снижается удельное значение силового взаимодействия с внешними зонами. В связи с этим в характеристике очага деформации и возрастает роль отношения $\frac{B_c}{l}$.

Такое положение обычно имеет место в большинстве случаев прокатки на сортовых станах. Действительно, в этих случаях отношение $\frac{B_c}{l}$ оказывает решающее влияние, скажем, на уширение.

Таким образом, предлагаемая классификация процессов прокатки в гладких валках весьма полезна и необходима, так как она позволяет дифференцированно подходить к изучению различных процессов прокатки, применяя в разных случаях различные гипотезы и допущения.

Остановимся еще на роли угла захвата α в характеристике очага деформации. Чем больше угол захвата α по отношению к толщине очага деформации, тем больше его влияние на характеристику напряженного и деформированного состояния металла в очаге деформации. На рис. 1 показаны три случая прокатки полос разных толщин в валках одинакового диаметра и с одинаковым абсолютным обжатием.

Следовательно, во всех трех случаях длины очагов деформации и углы захвата также одинаковы. Нетрудно убедиться в

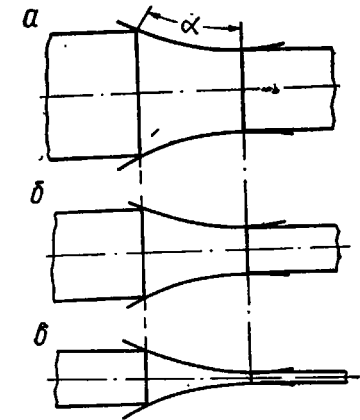


Рис. 1. Пояснительная схема к вопросу о влиянии угла захвата и высоты полосы на процесс прокатки

том, что наибольшее влияние угла захвата α на напряженное и деформированное состояние металла в очаге деформации имеет место в случае *в* (рис. 1), в случае *б* это влияние меньше, а в случае *а* оно ничтожно мало. Необходимо отметить, что угол захвата при прокатке имеет, как известно, очень большое значение, определяя возможность осуществления самого процесса прокатки. Но здесь речь идет не о захвате полосы валками и отсутствии пробуксовок, а о напряженном и деформированном состоянии металла в очаге деформации.

Слабая зависимость напряженного и деформированного состояния металла от величины угла захвата при прокатке толстых полос теоретически обосновывается принципом Сен-Венана. Согласно этому принципу, силы, действующие на относительно малую площадку, можно заменить статически эквивалентной системой сил на той же площадке и при этом произойдет изменение в напряженном и деформированном состоянии лишь в непосредственной близости к прилагаемой нагрузке. Понятно, что чем толще полоса, тем меньше роль кривизны контактной поверхности. Поэтому в характеристике напряженного и деформированного состояния металла в очаге деформации при прокатке толстых полос угол захвата α имеет второстепенное значение.

При прокатке полос умеренной толщины (третий случай по нашей классификации) угол захвата α имеет существенное значение в ряде случаев, например для расчета уширения. Как известно, для более точного учета зависимости уширения не только от протяженности, но и от криволинейности контактной поверхности И. Я. Тарновский ввел в свое время понятие о коэффициенте формы инструмента [17]. Однако при прокатке толстых полос роль этого фактора резко снижается.

Наконец, отметим, что в отношении $\frac{l}{H}$ также входит угол захвата α , так как $l = R\alpha$. Однако за счет изменения толщины полосы можно иметь одинаковые значения $\frac{l}{H}$ при различных величинах α . Поэтому влияние отношения $\frac{l}{H}$ на напряженное и деформированное состояние металла в очаге деформации следует рассматривать главным образом как влияние отношения длины очага деформации к его толщине, так как именно этот фактор определяет собой наиболее существенные особенности механики очага деформации при прокатке толстых полос.

В ряде исследований [18; 19; 20] различные явления процесса прокатки толстых полос изучают в зависимости от $\frac{H_0}{D}$ (или $\frac{H_0}{R}$). С этим нельзя согласиться, так как это отношение не име-

ет ясного физико-механического смысла. Конечно, можно установить связь между $\frac{l}{H}$ и $\frac{H_0}{R}$, а именно

$$\frac{l}{H} = \frac{\sqrt{\frac{\Delta H}{H_0} \cdot \frac{R}{H_0}}}{1 - \frac{1}{2} \frac{\Delta H}{H_0}} = f\left(\frac{\Delta H}{H_0}, \frac{H_0}{R}\right). \quad (1.4)$$

Таким образом, необходимо учитывать влияние на процесс прокатки не только $\frac{H_0}{R}$, но и относительного обжатия $\frac{\Delta H}{H_0}$. Лишь совокупность этих двух величин эквивалентна отношению $\frac{l}{H}$, использование же одного отношения $\frac{H_0}{R}$ или $\frac{\Delta H}{H_0}$ не дает характеристики механики очага деформации при прокатке толстых полос. Ниже будет показан глубокий физико-механический смысл отношения $\frac{l}{H}$, имеющего решающее значение для динамического и кинематического состояния очага деформации при прокатке крупных слитков на блюминге.

2. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ДАННЫЕ О ВЛИЯНИИ РАЗЛИЧНЫХ ФАКТОРОВ НА ДАВЛЕНИЕ МЕТАЛЛА НА ВАЛКИ ПРИ ПРОКАТКЕ ТОЛСТЫХ ПОЛОС

С целью облегчения понимания и упрощения излагаемого ниже теоретического решения вопроса о величине удельного давления и расходе мощности при прокатке высоких полос остановимся на имеющихся в литературе экспериментальных материалах о влиянии некоторых факторов на давление металла на валки при прокатке толстых полос. В частности, рассмотрим влияние внешних зон, состояния контактных поверхностей валков и металла, степени стеснения уширения, ширины полос и скорости деформации в указанном случае прокатки.

Роль внешних зон. Внешние зоны очага деформации, как теперь установлено, оказывают существенное влияние на напряженное и деформированное состояние металла, находящегося в геометрическом очаге деформации. Особенно значительным это влияние становится при $\frac{l}{H} < 0,6-0,7$, что обычно имеет место при прокатке крупных слитков на современных обжимных станах. Соответствующие этому случаю опыты были проведены сначала для процесса осадки — А. И. Целиковым и В. В. Смирновым [21], а затем и для прокатки — А. А. Динником [8], Ф. Е. Долженковым [22], Е. С. Рокотяном [10; 23], В. Ф. Пушкаревым [25] и др.

В опытах А. И. Целикова и В. В. Смирнова [21] образцы из прокованного свинца, стали, алюминия и меди подвергали сжатию по двум схемам. Первой схемой предусматривалось сжатие прямоугольных образцов с размерами l , H и B между параллельными бойками, второй схемой — местное сжатие образцов значительно большей длины на участке, ограниченном длиной l . Сопоставляемые образцы имели одинаковую высоту H и ширину B .

Для каждого размера образцов подсчитывали при одинаковых степенях деформации величины средних удельных давлений при испытании по I схеме (p') и по II схеме (p); влияние внеш-

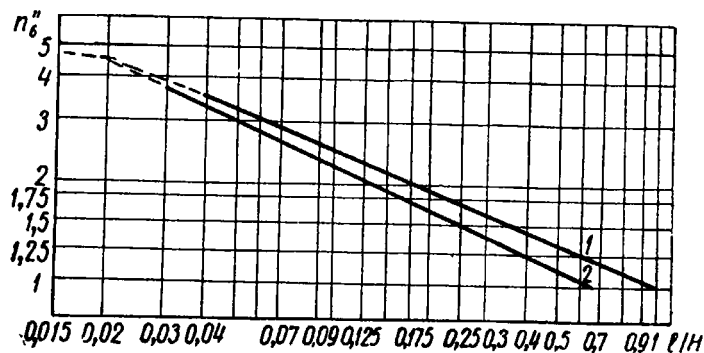


Рис. 2. Результаты опытов А. И. Целикова и В. В. Смирнова [21] (кривая 1) и Е. С. Рокотяна [10] (кривая 2)

них зон на величину среднего удельного давления оценивали коэффициентом напряженного состояния n''_σ

$$n''_\sigma = \frac{p}{p'} = f\left(\frac{l}{H}\right). \quad (I.5)$$

Результаты опытов (рис. 2) показали, что коэффициент n''_σ мало зависит от величины пластической деформации, масштабного фактора и рода материала. В интервале $0,05 < \frac{l}{H} < 1,0$ зависимость (I.5) с достаточной точностью выражается уравнением

$$n''_\sigma = \left(\frac{l}{H}\right)^{-0,4}. \quad (I.6)$$

А. И. Целиков и В. В. Смирнов нашли, что в общем виде влияние величины $\frac{l}{H}$ на удельное давление можно представить схематическими кривыми, приведенными на рис. 3. Авторы считают, что подъем кривой на участке BB при $\frac{l}{H} > 1$ отражает растущее влияние внешнего трения.

Результаты своей работы и, в частности, уравнение (I.6) А. И. Целиков и В. В. Смирнов рекомендуют применять не только при кузнечной вытяжке, но и при прокатке полос [5; 26].

Для экспериментальной проверки влияния внешних зон непосредственно при прокатке А. А. Динник [8] провел опыты по прокатке серии свинцовых и стальных образцов сечением $H_0 = 50$ и $B_0 = 20$ мм с глубокими надрезами. Расстояние между надрезами было рассчитано таким образом, чтобы в процессе прокатки столбик между двумя надрезами точно заполнил дугу захвата. Все образцы прокатывали со свободным уширением на стальных валках диаметром 102 мм со скоростью $v_v = 69$ мм/сек при отношениях $\frac{l}{H} = 0,1-1,0$.

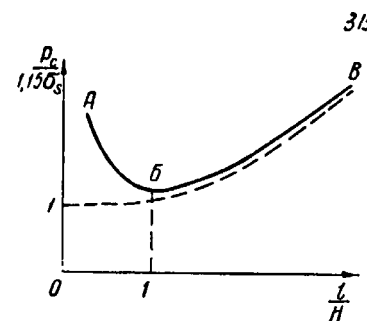


Рис. 3. Зависимость удельного давления от отношения $\frac{l}{H}$ (по А. И. Целикову и В. В. Смирнову [21]):
— прокатка; — — — осадка

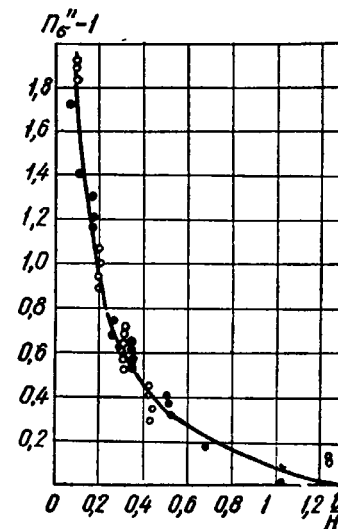


Рис. 4. Результаты опытов А. А. Динника [8]:
● — опыты Смирнова и Целикова; ○ — опыты Динника

Результаты опытов приведены на рис. 4. Как видно из этого рисунка, опытные данные А. А. Динника хорошо согласуются с опытами А. И. Целикова и В. В. Смирнова.

В опытах В. Ф. Пушкарева [25] была использована почти та же методика, что и у А. А. Динника, а зависимость коэффициента напряженного состояния n''_σ от отношения $\frac{l}{H}$, найденная В. Ф. Пушкаревым, близка к полученной А. И. Целиковым и В. В. Смирновым.

Примерно такие же результаты получил и Е. С. Рокотян [10] (рис. 4). К сожалению, методика опытов Е. С. Рокотяна в литературе не описана.

Широкие комплексные исследования работы прокатных станков, проведенные Е. С. Рокотяном [10; 23; 27], А. П. Чекмаревым и его сотрудниками [28], Ф. Е. Долженковым [22] и другими, позволили установить зависимость среднего удельного давления от отношения $\frac{l}{H}$ при прокатке металла на промышленных обжимных станах. Данные А. П. Чекмарева и других о давлении металла на валки при прокатке на блюминге приведены на рис. 5.

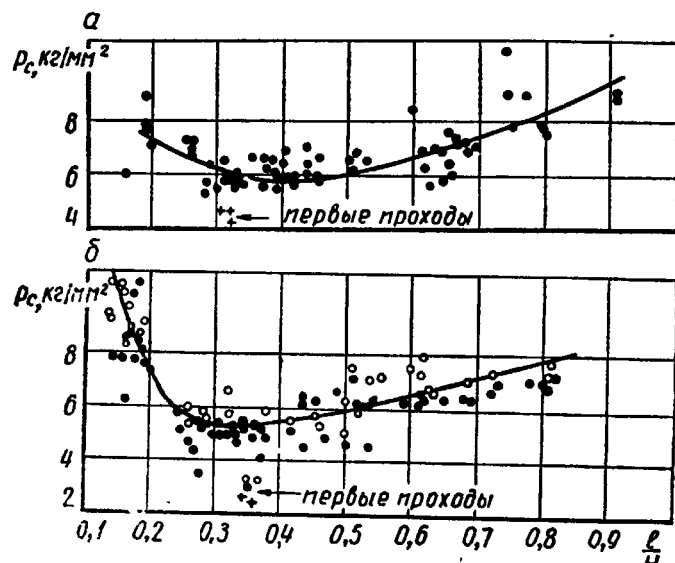


Рис. 5. Зависимость $p_c = f\left(\frac{l}{H}\right)$ по опытам А. П. Чекмарева и др. [28]:

а — Ст. 3кп, блюм Ф — 180 мм; слиток 740×630 мм; б — Ст. 4кп, слэб 130×840 мм; слиток 582×1092 мм

Из анализа перечисленных работ следует, что при $\frac{l}{H} \approx 0,4—0,5$ удельное давление минимально. При уменьшении отношения $\frac{l}{H}$ удельное давление возрастает, так как внешние зоны обуславливают крайне неравномерное распределение напряжений и деформаций по очагу деформации, что способствует повышению сопротивления металла деформации. Ниже будет показано, что внешние зоны сами по себе представляют дополнительное сопротивление. При увеличении же отношения $\frac{l}{H}$ свыше 0,4—0,5, несмотря на уменьшение роли внешних зон, удельное давление также возрастает, поскольку здесь усиливается влияние на процесс внешнего трения [5; 8; 21].

Отметим, что разброс экспериментальных точек, который виден, например, на рис. 5, объясняется не только погрешностью измерений, но и тем, что удельное давление зависит от большего количества факторов, чем это было учтено при построении соответствующих графиков.

Роль трения. Величина сил трения определяется состоянием контактных поверхностей прокатываемого металла и валков и формой очага деформации. К сожалению, сведения по этому вопросу, относящиеся к прокатке высоких полос, содержатся только в одной работе Ф. Е. Долженкова [22].

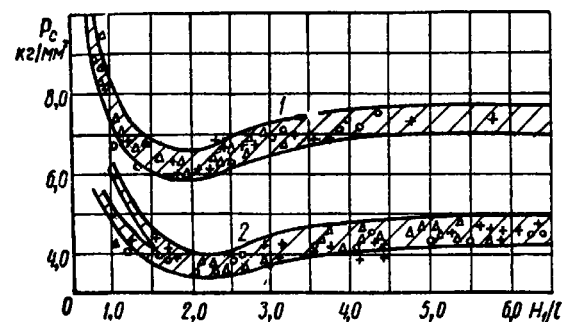


Рис. 6. Зависимость удельного давления от $\frac{H_0}{l}$

(по Ф. Е. Долженкову [22]):

1 — прокатка стали; 2 — прокатка свинца;
+ — валки шероховатые с накатом; Δ — валки
гладкие из-под резца; ○ — валки шлифованные

Соответствующие опыты Ф. Е. Долженкова были проведены на стане 150 мм с валками, имевшими различную обработку поверхности бочки: шлифованную, гладкую из-под резца и шероховатую с накатом, что давало возможность изменять при прокатке коэффициент трения в широких пределах. Материалом для образцов служила сталь марки Ст. 6 и технический свинец. Размеры образцов квадратного сечения были подобраны таким образом, что отношение $\frac{H_0}{D}$ изменялось в широких пределах — от 0,03 до 1,0.

Результаты опытов Ф. Е. Долженкова представлены на рис. 6.

Ф. Е. Долженков нашел, что «при прокатке толстых полос состояние поверхности валков (величина коэффициента трения) практически не влияет на величину... сопротивления металла деформации».

Е. С. Рокотян [29] также считает, что «при прокатке на блюмингах влияние внешнего трения является незначительным», хотя в подтверждение своего мнения опытных данных не приво-

дит. Примерно такого же мнения придерживается и ряд других исследователей [7; 21].

Влияние ширины полосы и степени стеснения уширения. Заметное влияние ширины прокатываемой полосы на давление металла на валки было экспериментально доказано еще В. Люзгом и А. Помпом [30]. Специальные опыты были проведены также А. А. Динником [31], В. Ф. Пушкаревым [32] и А. И. Гришковым [33]. Все эти опыты показали, что удельное давление металла на валки снижается по мере уменьшения ширины полосы, что связано с неравномерным распределением удельных давлений по ширине раската.

Однако результаты этих опытов не могут быть непосредственно перенесены на прокатку толстых полос, так как получены они при прокатке полос тонких и умеренной высоты.

Величина уширения вряд ли может сказаться на величине удельного давления, но стеснение уширения не может остаться незамеченным. Специальные опыты А. А. Динника [31] и В. М. Клименко [34] подтверждают это предположение.

При теоретических изысканиях часто бывает удобным использовать вместо широко применяемого энергетического условия пластичности в его полной форме упрощенное уравнение

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \beta \sigma_s, \quad (1.7)$$

где σ_1 и σ_3 — наибольшее и наименьшее главные напряжения;
 β — коэффициент, учитывающий влияние среднего главного напряжения;
 σ_s — истинный предел текучести в условиях деформации.

Указанные выше исследования позволили установить влияние степени стеснения уширения (зачемления — по В. М. Клименко) на величину коэффициента β , входящего в уравнение (1.7).

На основании своих весьма простых по методике опытов А. А. Динник пришел к выводу, что «при малом ограничении уширения увеличение среднего удельного давления невелико и объясняется главным образом увеличением коэффициента β от 1,00 до 1,15» [31]. Такие же результаты получил и В. М. Клименко [34].

Влияние скорости деформации. Скорость деформации металла оказывает весьма существенное влияние на сопротивление его пластической деформации, особенно при горячей прокатке. Не останавливаясь на методике получения соответствующих экспериментальных данных, отметим только, что материалы по этому вопросу, пригодные для практического использования, содержатся в работах А. Надаи и М. Менджойна [10], П. М. Кука [35], А. А. Динника [8; 38], В. Валоринты [36], И. Я. Тарновского, А. А. Поздеева, Л. В. Меандрова и Г. А. Хасина [37], М. А. Зайкова [56] и др.

На рис. 7 и 8 даны кривые, характеризующие зависимость предела текучести σ_s от степени деформации при различных температурах и скоростях деформации для стали марки Ст. 3, а также скоростные зависимости сопротивления деформации для стали 30ХГСА.

В заключение остановимся на вопросе об определении положения равнодействующей давления металла на валки.

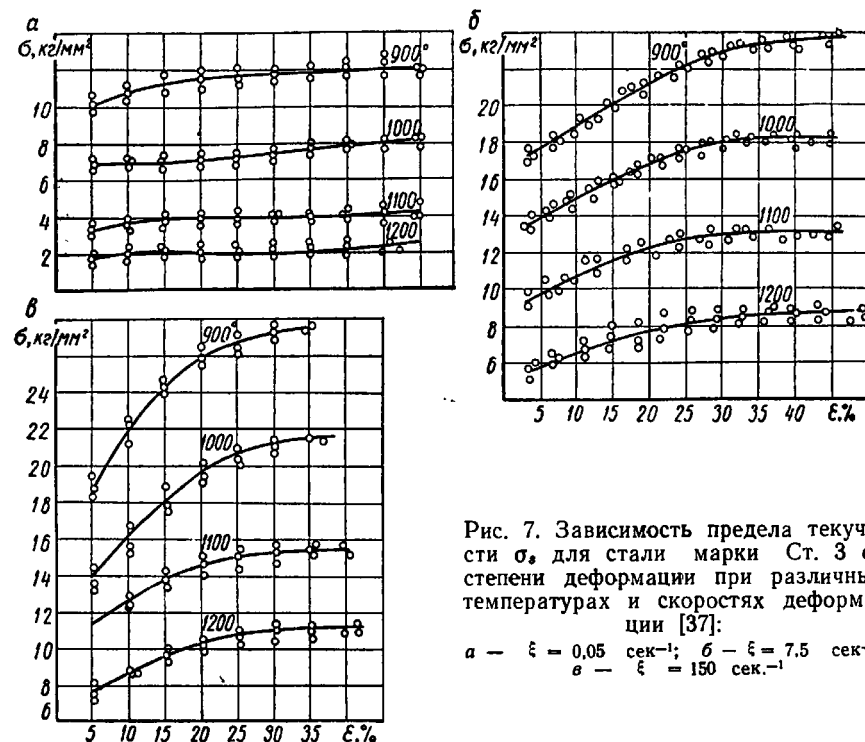


Рис. 7. Зависимость предела текучести σ_s для стали марки Ст. 3 от степени деформации при различных температурах и скоростях деформации [37]:

а — $\dot{\epsilon} = 0,05 \text{ сек}^{-1}$; б — $\dot{\epsilon} = 7,5 \text{ сек}^{-1}$;
 в — $\dot{\epsilon} = 150 \text{ сек}^{-1}$

При практических расчетах для перехода от давления металла к мощности или моменту прокатки нужно знать величину плеча приложения равнодействующей полного давления металла на валки. Обычно плечо l_ψ определяют в виде некоторой доли от длины дуги захвата:

$$l_\psi = l\psi, \quad (1.8)$$

где ψ — коэффициент плеча.

Тогда, например, момент прокатки, как это следует из весьма простых соображений механики, представится в виде произведения (для простого случая прокатки)

$$M_{пр} = 2Pl\psi, \quad (1.9)$$

где P — полное давление металла на валки.

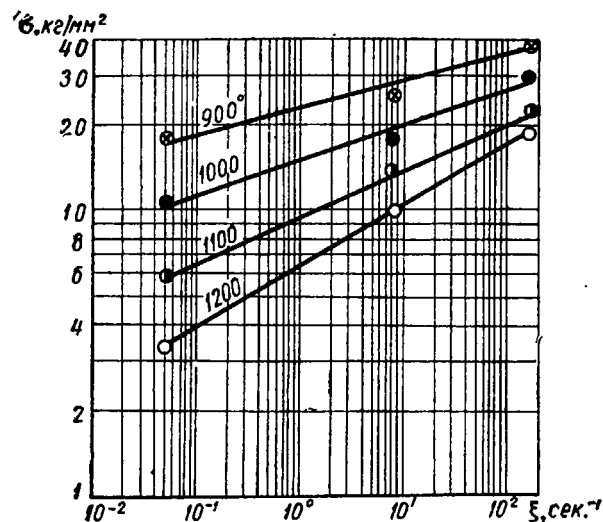


Рис. 8. Скоростная зависимость сопротивления деформации стали 30ХГСНА при различных температурах и степени деформации $\varepsilon = 30\%$ [37]

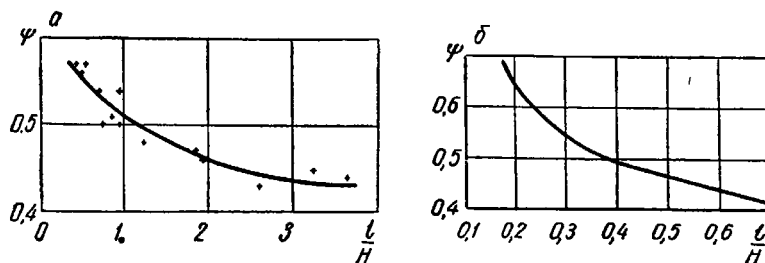


Рис. 9. Зависимость $\psi = f\left(\frac{l}{H}\right)$:

а — при горячей прокатке алюминия; б — бляма 170×170, Ст. 4 (по Е. С. Рокотяну [10 и 23])

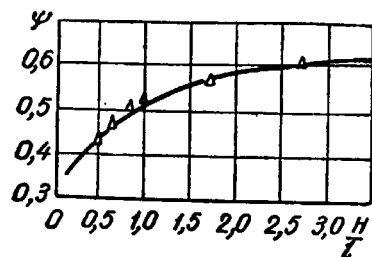


Рис. 10. Зависимость $\psi = f\left(\frac{H}{l}\right)$ при горячей прокатке стали (по Ф. Е. Долженкову [22])

Специальные исследования показали, что коэффициент ψ изменяется в зависимости от условий прокатки в широких пределах — от 0,25 до 0,85 [10; 22; 23; 40; 41 и др.].

Данные об этом коэффициенте, относящиеся к прокатке высоких полос, приведены на рис. 9 [23] и рис. 10 [22]. Имеющиеся в литературе материалы свидетельствуют о том, что коэффициент ψ растет при уменьшении отношения $\frac{l}{H}$ и при небольших значениях $\frac{l}{H}$ значительно превосходит 0,5.

3. АНАЛИТИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ДАВЛЕНИЯ МЕТАЛЛА НА ВАЛКИ ПРИ ПРОКАТКЕ НА БЛЮМИНГЕ

Для определения давления металла на валки при прокатке предложено сравнительно много как экспериментальных, так и теоретических методов. Наибольшей известностью пользуются формулы С. Эжелунда, А. И. Целикова, С. И. Губкина, Р. Б. Симса, Э. Орована и К. Паскои, Ш. Гелен и экспериментальные методы А. А. Динника и Ю. М. Чижикова.

В последние годы были опубликованы также формулы А. А. Королева, А. П. Чекмарева и В. М. Луговского.

Если экспериментальные методы страдают известной ограниченностью области их применения, то теоретические формулы, как правило, не учитывают конкретных особенностей и предполагаются одинаково пригодными для всех случаев продольной прокатки. Однако в действительности, как показывает опыт, процесс тонколистовой прокатки существенно отличается от процесса прокатки полос умеренной высоты, а тем более от процесса прокатки на блюминге. В каждом отдельном случае на первый план выступают различные факторы. Если при прокатке тонких полос решающее значение имеют силы внешнего трения, а влияние внешних зон — жестких концов почти не сказывается, то при прокатке высоких тел, наоборот, решающим становится влияние внешних зон, а роль сил трения ничтожна.

Такой вывод вытекает из обобщений многочисленных теоретических и экспериментальных исследований, опубликованных в последние годы [4; 10; 21; 27 и др.].

На рис. 11 схематично представлены составляющие работы (мощности) и удельного давления прокатки в зависимости от $\frac{l}{H}$. Заштрихованные области соответствуют приведенной выше классификации случаев прокатки. Полная работа прокатки

$$A = A_1 + A_2 + A_3,$$

где A_1 — работа внутренних сил (сопротивлений) в объеме геометрического очага деформации;

A_2 — работа сил контактного трения;

A_3 — работа внутренних сил в деформируемых участках внешних зон, включая работу сил на стыках геометрического очага с внешними зонами.

Так как работа (мощность) прокатки пропорциональна давлению на валки, то можно написать уравнение для среднего удельного давления в следующем виде:

$$p_c = p_1 + p_2 + p_3,$$

где p_1, p_2, p_3 — составляющие среднего удельного давления, аналогичные составляющим работы прокатки.

Выразим уравнения для работы и удельного давления через безразмерные величины:



Рис. 11. Составляющие работы (мощности) и удельного давления прокатки в зависимости от $\frac{l}{H}$

$$\left. \begin{aligned} \frac{A_1}{A} + \frac{A_2}{A} + \frac{A_3}{A} &= 1, \\ \frac{p_1}{p_c} + \frac{p_2}{p_c} + \frac{p_3}{p_c} &= 1. \end{aligned} \right\} \quad (I.10)$$

Из данных рис. 11 видно, что при прокатке на блюминге, когда $\frac{l}{H} < 0,5$ — 0,7, очень большое значение имеет составляющая $\frac{A_3}{A}$ или $\frac{p_3}{p_c}$, в то время как при тонколистовой прокатке, когда $\frac{l}{H} > 3$, значение $\frac{A_3}{A}$ или $\frac{p_3}{p_c}$ ничтожно

мало. К сожалению, теоретические формулы обычно не учитывают влияние внешних зон на удельное давление и работу (или мощность) прокатки. Поэтому для случая прокатки на блюминге в последние годы были введены дополнительно экспериментальные коэффициенты, которые имеют решающее значение при расчете силовых условий. Отсюда следует важность правильной классификации различных случаев продольной прокатки с точки зрения возможности использования различных упрощающих допущений при анализе разных случаев прокатки.

Таким образом, при теоретическом анализе каждого из конкретных случаев прокатки должны быть использованы свои гипотезы и упрощающие допущения; стремление же исследователей создать универсальные формулы, пригодные для всех случаев, в современных нам условиях наталкивается на серьезней-

шие математические затруднения и не имеет достаточных оправданий.

Рассмотрим кратко некоторые современные методы определения среднего удельного давления при прокатке.

К числу наиболее известных формул, предложенных для указанных выше целей и применяемых наиболее часто, относятся формулы С. Экеунда и А. И. Целикова.

С. Экеунд, опираясь на некоторые теоретические представления, вывел формулу [39]

$$p_c = (1 + m)(k + \eta u), \quad (I.11)$$

где p_c — среднее удельное давление металла на валки, кг/мм²;

m — коэффициент, характеризующий влияние внешнего трения на удельное давление;

k — величина, равная $1,15 \sigma_s$, кг/мм²;

η — коэффициент вязкости прокатываемого металла, кг/сек/мм²;

u — скорость деформации, 1/сек.

Для подсчета коэффициента m С. Экеунд предложил равенство

$$m = \frac{1,6\mu \sqrt{R\Delta H} - 1,2\Delta H}{H_0 + H_1}, \quad (I.12)$$

где R — радиус вала;

μ — коэффициент трения.

Величины k и η были определены С. Экеундом на основе обработки известных опытов И. Пуппе по горячей прокатке стали:

$$k = (14 - 0,01t)(1,4 + C + Mn) \text{ кг/мм}^2, \quad (I.13)$$

$$\eta = 0,01(14 - 0,01t) \text{ кг/сек/мм}^2,$$

где t — температура прокатки стали; C и Mn — содержание углерода и марганца, %.

Позднее в эти формулы были внесены некоторые поправки, не изменившие характера формул.

Как видно из уравнений (I.11) и (I.12), параметры очага деформации оказывают влияние только на величину коэффициента m . Преобразуя выражение для m (I.12), можем получить

$$m = 0,8\mu \frac{l}{H} - 0,6 \frac{\Delta H}{H}.$$

Из последнего равенства видно, что по мере уменьшения отношения $\frac{l}{H}$ величина коэффициента m , а следовательно, и среднего удельного давления p_c , уменьшается, а не увеличивается, как это должно бы быть в действительности для малых от-

ношений $\frac{l}{H}$. Таким образом, формула С. Эжелунда, не учитывающая влияния внешних зон, не может применяться для расчетов при прокатке толстых полос.

Однако при прокатке сортовой мягкой стали формула С. Эжелунда позволяет получать хорошие результаты. Это объясняется тем, что величины μ , k и η были получены С. Эжелундом, как упоминалось выше, из опытных данных И. Пулпе. Естественно, что, по существу, обратная подстановка этих данных в расчетные формулы иногда дает реальные результаты даже при прокатке на блюминге. Если же пользоваться современными данными для σ_s с учетом температуры, скорости и степени деформации металла, то формула Эжелунда всегда дает заниженные результаты.

Формула А. И. Целикова, выведенная на основе известного уравнения Т. Кармана, имеет вид [39]

$$\frac{p_c}{k} = \frac{2(1-\varepsilon)}{\varepsilon(\delta-1)} \left(\frac{H_n}{H_1} \right) \left[\left(\frac{H_n}{H_1} \right)^\delta - 1 \right], \quad (I.14)$$

где

$$\varepsilon = \frac{\Delta H}{H_0}; \quad \delta = \mu \sqrt{\frac{2D}{\Delta H}};$$

$$\left(\frac{H_n}{H_1} \right)^\delta = \frac{1 + \sqrt{1 + (\delta^2 - 1) \left(\frac{H_0}{H_1} \right)^\delta}}{1 + \delta}.$$

Как было показано рядом исследований, эта формула, дающая хорошие результаты в случаях прокатки при больших $\frac{l}{H}$, оказалась непригодной для расчета удельного давления при прокатке толстых полос, так как она совершенно не учитывает влияния внешних зон и в связи с этим дает сильно заниженные значения удельного давления.

Отметим, что все формулы, выведенные из уравнения Т. Кармана, — формулы А. А. Королева, Р. Б. Симса, Э. Орована и др. [11; 42 и др.], также не учитывают влияния на процесс прокатки внешних зон, принципиально ничем не отличаются от формулы А. И. Целикова и дают близкие к ней результаты, если силы трения вычисляются одинаково.

Как отмечалось выше, А. И. Целиков и В. В. Смирнов, а позднее А. А. Динник [8] и В. Ф. Пушкарев [25] на основании проведенных ими исследований рекомендовали производить вычисления среднего давления с учетом влияния внешних зон по формуле

$$p_c = n_\sigma p_T, \quad (I.15)$$

где p_T — давление, определенное по формуле А. И. Целикова;

n_σ — коэффициент, учитывающий влияние внешних зон.

Указанная поправка позволяет и при прокатке толстых полос получать по формуле А. И. Целикова приемлемые для практики результаты. Однако эта поправка становится решающей, так как она значительно больше теоретической поправки на силы трения.

Из числа формул, предложенных сравнительно недавно, рассмотрим формулы Ш. Гелеи, Ю. М. Чижикова и В. М. Луговского.

Формула Ш. Гелеи [43] в наших обозначениях имеет вид

$$\frac{p_c}{k} = 1 + C \mu \frac{l}{H_1} \sqrt[n]{v_v}, \quad (I.16)$$

где v_v — окружная скорость валков, м/сек ;

n — показатель степени, практически принимаемый равным 4;

C — коэффициент, определяемый по графику на рис. 12 в зависимости от отношения $\frac{l}{H_1}$.

Формула Ш. Гелеи, сконструированная, казалось бы, достаточно правильно, не позволяет, однако, при прокатке толстых полос получать отвечающие действительности результаты (рис. 13).

Для определения сопротивления деформации при прокатке Ю. М. Чижиков «вывел формулу, которая представляет собой аналитическое описание некоторых общих закономерностей сопротивления деформации, установленных опытным путем» [44] (подробный вывод Ю. М. Чижиков не приводит). Эта формула в общем виде может быть представлена следующей зависимостью:

$$p_c = n_p n_v n_\sigma \sigma_s, \quad (I.17)$$

где $n_p = 1 + 0,015 \frac{H_1}{\sqrt{R}} \sqrt{\frac{1-\varepsilon}{\varepsilon}}$ — коэффициент, учиты-

вающий неравномерность деформации;

n_v — коэффициент, учитывающий влияние скорости деформации;

$n_\sigma = 1 + \frac{(2-\varepsilon)\varepsilon \sqrt{\varepsilon R} \sqrt[3]{\frac{B_0}{B_1} + 1}}{(1-\mu)[\Delta H + (2-\varepsilon)\varepsilon^{1+\varepsilon}] \sqrt{1-\varepsilon}}$ — коэффициент, учиты-

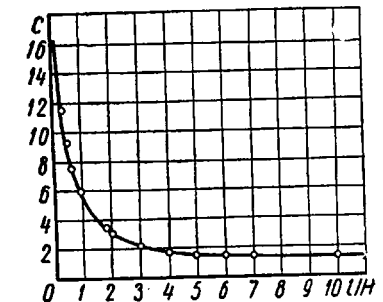


Рис. 12. Зависимость коэффициента C от $\frac{l}{H_1}$ (по Ш. Гелеи [43]).

вающий влияние напряженного состояния; здесь $\varepsilon = \frac{\Delta H}{H_0}$, а B_0 и R должны измеряться в миллиметрах.

Для обычных условий прокатки на блюминге величина n_σ мало отличается от единицы.

Подсчитанные нами значения коэффициента неравномерности деформации n_p для различных значений H_1 и отношений $\frac{l}{H}$

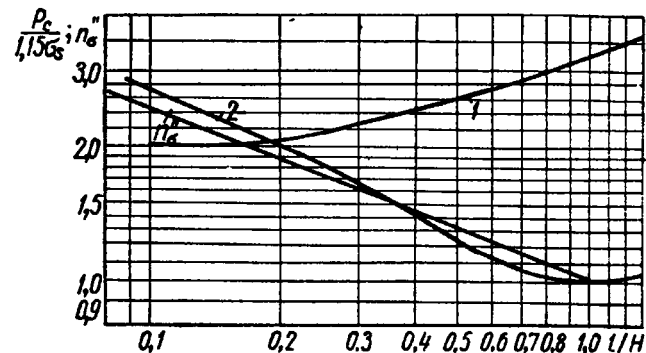


Рис. 13. Сводный график результатов вычислений $\frac{p_c}{1,15\sigma_s}$ по формулам Ш. Гелен [45] (кривая 1) ($\mu=0,5$; $v=1$ м/сек), В. М. Луговского [47] (кривая 2) и n_σ по А. И. Целикову и В. В. Смирнову [21]

представлены на рис. 14. Так как коэффициент n_p по своему смыслу совпадает с коэффициентом А. И. Целикова и В. В. Смирнова n_σ , то на рис. 14 нанесена для ориентировки и кривая для n_σ , полученная в упоминавшихся выше опытах А. И. Целикова и В. В. Смирнова.

По формуле Ю. М. Чижикова применительно к прокатке на блюминге всегда получаются очень завышенные удельные давления.

Ряд других формул, полученных при помощи уравнения Кармана, но без учета влияния внешних зон, например формула Симса, Э. Орована и К. Паскои [53] и др., уже явно непригодны для расчета удельного давления при прокатке на блюминге. Формула А. А. Динника [8] учитывает влияние внешних зон аналогично тому, как это сделано в работе А. И. Целикова и В. В. Смирнова, и кроме того, автор вводит в формулу дополнительный коэффициент, учитывающий различия в механических свойствах слитков или заготовок в производственных условиях, с одной стороны, и лабораторных образцов при прочих равных условиях, с другой. Этот фактор безусловно заслуживает дальнейшего исследования и развития, но его изучение необходимо проводить, минуя пересчеты опытного удельного давления при

прокатке на блюминге, так как при этом все неточности учета влияния внешних зон будут перенесены на исследуемый фактор.

В. М. Луговской в 1960 г. предпринял интересную попытку оценить влияние внешних зон на напряженное состояние металла при прокатке на блюминге и получил достаточно простую и удобную формулу [45].

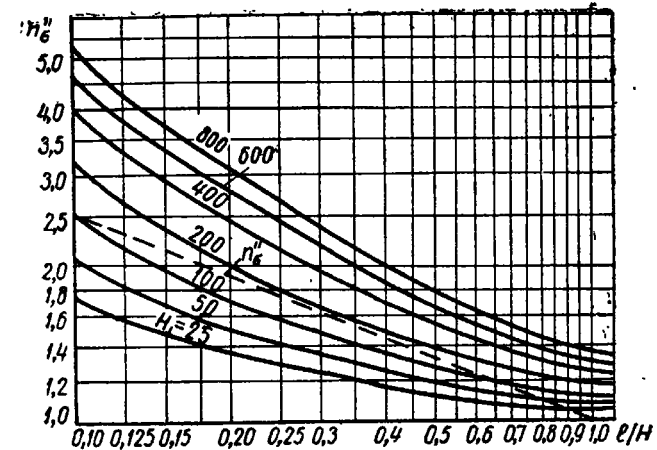


Рис. 14. Зависимость коэффициента n_p от $\frac{l}{H}$ и H_1 (по Ю. М. Чижикову [44])

Вывод формулы Луговского основан на аналогии между процессамиковки и прокатки на блюминге и получен с помощью метода линий скольжения. Для упрощения решения В. М. Луговской заменил цилиндрические контактные поверхности плоскими, а также пренебрег трением на контактных поверхностях.

Формула В. М. Луговского имеет вид

$$\frac{p_c}{1,15\sigma_s} = \frac{2,5}{\eta_1 - \eta_2} [(\eta_1 + 1) \ln \eta_1 - (\eta_2 + 1) \ln \eta_2] - 3,0, \quad (I. 18)$$

где

$$\eta_1 = \frac{H_0}{\sqrt{R\Delta H}} \text{ и } \eta_2 = \frac{H_1}{\sqrt{R\Delta H}}.$$

Как показали наши расчеты, без ущерба для точности вычислений эта формула может быть приведена к виду

$$\frac{p_c}{1,15\sigma_s} = 1,25 \left(\frac{l}{H} + \ln \frac{H}{l} \right) - 0,25. \quad (I. 19)$$

Результаты вычислений по формуле (I.19) представлены графически на рис. 13 в сопоставлении со значениями $\frac{p_c}{1,15\sigma_s}$, оп-

ределенными по формуле Ш. Гелеи (I.16), и опытными данными А. И. Целикова и В. В. Смирнова для коэффициента n_σ^* .

Как видно из данных этого рисунка, величины $\frac{p_c}{1,15\sigma_s}$ найденные по формуле (I.19), почти точно совпадают с величинами для n_σ^* . Однако $n_\sigma^* \neq \frac{p_c}{1,15\sigma_s}$; напротив, действитель-

ные значения $\frac{p_c}{1,15\sigma_s}$ должны быть всегда больше, чем n_σ^* примерно на 10—15%, так как среднее удельное давление при прокатке или осадке полос без внешних зон не равно пределу текучести металла или, вернее, $1,15\sigma_s$. Таким образом, формула В. М. Луговского дает несколько заниженные значения $\frac{p_c}{1,15\sigma_s}$.

Это, по нашему мнению, связано с тем, что В. М. Луговской пренебрег силами трения на контактных поверхностях.

Анализ изложенных выше опытных материалов показывает, что на процесс прокатки высоких полос оказывают исключительное влияние внешние зоны («жесткие концы»), в то время как влияние сил трения незначительно. Следует учитывать также роль скорости и степени деформации металла.

Однако существующие теоретические методы, за исключением лишь формулы В. М. Луговского, недостаточно правильно учитывают влияние этих факторов. Отсюда вытекает необходимость дальнейшей работы по созданию соответствующих теоретических формул.

4. ОСНОВНЫЕ ПОЛОЖЕНИЯ МЕХАНИКИ СПЛОШНЫХ СРЕД И ВАРИАЦИОННЫХ МЕТОДОВ В ПРИМЕНЕНИИ К ПРОКАТКЕ

Приведем некоторые основные положения механики пластически деформируемых сред и вариационных методов, используемые нами в дальнейших выводах¹. При изложении мы будем пользоваться системой прямоугольных координат.

Внешние силы, действующие на деформируемый металл, приводят к появлению в нем соответствующих напряжений и деформаций.

Напряженное состояние металла в каждой данной точке характеризуется, как известно, симметричным тензором напряжений.

Если какая-либо величина остается неизменной при любой ориентировке координатной системы, то она называется инвариантом.

Тензор напряжений имеет бесконечное множество инвариантов, из них особо важное значение имеет инвариант

$$T = \sqrt{\frac{1}{6} V [(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)]}, \quad (I.20)$$

называемый интенсивностью касательных напряжений.

Выражение (I.20) по своей сущности совпадает с известным энергетическим условием пластичности.

Для идеально пластической среды $T = \tau_s$ [46], где τ_s — предел текучести металла при сдвиге.

Аналогично напряженному, деформированное состояние металла также характеризуется симметричным тензором деформаций.

Так же, как и в теории напряжений, важное значение имеет инвариант этого тензора — интенсивность деформаций сдвига

$$\Gamma = \sqrt{\frac{2}{3} V [(\epsilon_x - \epsilon_y)^2 + (\epsilon_y - \epsilon_z)^2 + (\epsilon_z - \epsilon_x)^2 + 3(\gamma_{xy}^2 + \gamma_{yz}^2 + \gamma_{zx}^2)]}. \quad (I.21)$$

Интенсивность деформаций сдвига Γ представляет собой обобщенную характеристику деформированного состояния металла в данной точке.

Перечисленные выше компоненты деформаций связаны с перемещениями частиц металла в направлениях координатных осей u_x , u_y и u_z следующими дифференциальными зависимостями (для малых деформаций):

$$\epsilon_x = \frac{\partial u_x}{\partial x}, \quad \epsilon_y = \frac{\partial u_y}{\partial y}, \quad \epsilon_z = \frac{\partial u_z}{\partial z};$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u_x}{\partial y} + \frac{\partial u_y}{\partial x}, \quad \gamma_{yz} = \frac{\partial u_y}{\partial z} + \frac{\partial u_z}{\partial y}, \quad \gamma_{xz} = \frac{\partial u_x}{\partial z} + \frac{\partial u_z}{\partial x}. \quad (I.22)$$

В металле, находящемся в пластическом состоянии, относительные удлинения ϵ_x , ϵ_y , ϵ_z связаны между собой условием несжимаемости

$$\epsilon_x + \epsilon_y + \epsilon_z = 0, \quad (I.23)$$

которое выражает собой закон постоянства объема металла не только в целом, но и в любом бесконечно малом объеме в каждой данной точке тела.

Поведение частиц металла в процессе его деформации можно охарактеризовать полем скоростей этих частиц: v_x , v_y , v_z . При решении конкретных задач может оказаться более удобным

¹ Более подробные сведения читатель может найти в работах [48 и др.].

пользоваться скоростями деформаций, а не самими деформациями, особенно в тех случаях, когда течение металла является установившимся (прокатка, волочение).

Величины ξ_x, ξ_y, ξ_z — скорости относительных удлинений и $\eta_{xy}, \eta_{yz}, \eta_{zx}$ — скорости деформаций сдвига могут быть найдены из выражений:

$$\xi_x = \frac{\partial v_x}{\partial x}, \quad \xi_y = \frac{\partial v_y}{\partial y}, \quad \xi_z = \frac{\partial v_z}{\partial z};$$

$$\eta_{xy} = \frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x}, \quad \eta_{yz} = \frac{\partial v_z}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial z}, \quad \eta_{xz} = \frac{\partial v_z}{\partial x} + \frac{\partial v_x}{\partial z}. \quad (I.24)$$

Поле скоростей деформаций описывается соответствующим тензором.

Один из инвариантов тензора скоростей деформаций называется интенсивностью скоростей деформаций сдвига и определяется выражением

$$H = \sqrt{\frac{2}{3} V (\xi_x - \xi_y)^2 + (\xi_y - \xi_z)^2 + (\xi_z - \xi_x)^2 + \frac{3}{2} (\eta_{xy}^2 + \eta_{yz}^2 + \eta_{xz}^2)} \rightarrow \quad (I.25)$$

Аналогично условию несжимаемости (I.23) для деформаций, может быть записано условие несжимаемости для скоростей деформаций:

$$\xi_x + \xi_y + \xi_z = 0. \quad (I.26)$$

Все перечисленные выше величины — напряжения, деформации, скорости деформаций — можно назвать механическими переменными. Для решения любой задачи теории пластичности необходимы условия связи между этими переменными.

Такие условия существуют, к ним относятся: уравнения равновесия, уравнения неразрывности деформаций, уравнения связи напряжений и деформаций и др. [46; 47]. Мы не будем здесь записывать все эти уравнения, так как они приводятся в соответствующей литературе и известны достаточно широко. Остановимся только на понятии идеально пластического материала, о котором мы упоминали выше.

Идеально пластический материал — материал, который не обладает свойством упрочнения. При простом растяжении или сжатии поведение такого материала может быть представлено диаграммой, приведенной на рис. 15, а, где участок OA — область упругого состояния материала; AD — пластического.

Обычно при решении задач теории пластичности пренебрегают участком упругих деформаций и оперируют с так называемым жестко-пластическим материалом, диаграмма растяжения которого приведена на рис. 15, б. Хотя по своим свойствам ре-

альные металлы отличаются от идеальных сред (зависимостью свойств от скорости деформаций, наличием упрочнения — рис. 15, в), к ним вполне могут применяться выводы, справедливые для идеальных сред; при этом погрешности редко превосходят 10% [47].

Условия связи между механическими переменными приводят к необходимости решения весьма сложной системы нелинейных уравнений в частных производных. С формально-математической точки зрения решение вполне возможно, однако практически сделать это, вследствие значительных математических трудностей, сколько-нибудь точно нельзя. Поэтому приходится искать пути приближенного решения задач. К такого рода приближенным методам относятся применяемые нами ниже методы, основанные на вариационных принципах механики.

Пусть деформируемое тело занимает объем V , ограниченный поверхностью S ; пусть далее, массовые силы отсутствуют, на некоторой части поверхности S_1 заданы поверхностные силы, на другой части S_2 заданы перемещения; состоянию равновесия тела отвечают перемещения u_x, u_y и u_z .

Каким-либо образом сообщим точкам этого тела бесконечно малые и непрерывные смещения $\delta u_x, \delta u_y, \delta u_z$, допускаемые граничными условиями (в частности, условиями на контактных поверхностях).

Тогда, согласно известному из механики [46] началу возможных перемещений, сумма работ всех внешних и внутренних сил на возможных перемещениях около состояния равновесия равна нулю. Для жестко-пластического тела эта сумма работ в механике носит название вариации полной энергии системы и обозначается через $\delta \mathcal{E}$.

Следовательно, согласно началу возможных перемещений,

$$\delta \mathcal{E} = 0. \quad (I.27)$$

Можно показать, что уравнение (I.27) объединяет в себе как дифференциальные уравнения равновесия и уравнения состояния среды, так и статические граничные условия, т. е. условия на контуре деформируемого тела [47].

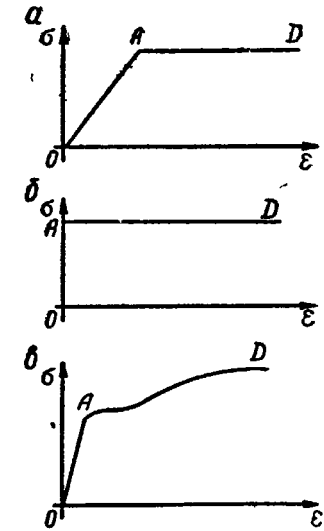


Рис. 15. Зависимость напряжения от деформации при растяжении: идеального пластического (а), жестко-пластического (б) и реального металла (в)

Принцип минимума полной энергии деформации для жестко-пластического тела может быть сформулирован также в таком виде (доказательство мы опускаем):

действительная форма равновесия тела отличается от всех возможных форм тем, что сообщает полной энергии минимальное значение [46].

Это и есть принцип Лагранжа, представляющий наиболее общий принцип механики и хорошо подтверждающийся экспериментально. Поэтому в наших дальнейших выводах использован принцип Лагранжа. Это, разумеется, не исключает возможности получения тех же результатов и другими методами.

Для пояснения принципа Лагранжа обратимся к примеру прокатки полосы между гладкими валками (рис. 19). Известно, что пластические деформации охватывают не только объем геометрического очага, но и распространяются во внешних зонах полосы — в переднем (на расстояние

l_1) и заднем (на расстояние l_0) концах полосы (соответствующие материалы приведены ниже).

Допустим, что, зная протяженность, скажем, задней внеконтактной зоны деформации l_0 , можно подсчитать полную энергию рассматриваемой системы, но действительная величина l_0 при этом неизвестна. Производя необходимые расчеты, можно получить график того вида, который приведен на рис. 16.

В соответствии с принципом Лагранжа оказывается, что действительное значение l_0 отвечает минимуму полной энергии системы \mathcal{E} (точка A на рис. 16). Аналогично можно найти, например, уширение ΔB прокатываемой полосы и ряд других интересных нас величин.

Вычислим составляющие работы деформации. Полная работа деформации складывается из работ внутренних и внешних сопротивлений¹

$$A = A_1 + A_2,$$

где A_1 — работа внутренних сил (сопротивлений);

A_2 — работа внешних сопротивлений.

Работа внутренних сил A_1 определяется выражением [46]:

$$A_1 = \iiint_V T \Gamma dV = \tau_s \iiint_V \Gamma dV, \quad (I.28)$$

где T — интенсивность напряжений сдвига;

Γ — интенсивность деформаций сдвига;

V — объем деформируемого тела.

Для вычисления работы внешних сил в механике также введены определенные соотношения [46]. Но в ряде конкретных случаев ее можно найти несколько иным путем, если учесть, что, например, на контактных поверхностях в направлении n перемещения инструмента — «возможные перемещения» δu_n не имеют места, так как u_n задано перемещением инструмента. Тогда необходимо определять лишь вариацию работы сил трения [48] на таких поверхностях, вариации же работы других сил на этих поверхностях будут равны нулю.

Работа сил внешнего трения в общем случае [48] может быть представлена в виде интеграла

$$A_{тр} = - \iint_S t \sqrt{u_x^2 + u_y^2 + u_z^2} dS, \quad (I.29)$$

где t — удельные силы трения, действующие на контактной поверхности S .

Знак минус в правой части равенства (I.29) поставлен в связи с тем, что векторы сил трения и смещения на контактной поверхности имеют противоположные направления.

Формула (I.29) имеет ясный физический смысл и не требует ни дальнейших пояснений, ни доказательств.

Поскольку при процессе горячей прокатки на обжимных станах ни переднее, ни заднее натяжения не применяются, полная работа деформации складывается из работы внутренних сил и работы сил внешнего трения, т. е.

$$A = \tau_s \iiint_V \Gamma dV + \iint_S t \sqrt{u_x^2 + u_y^2 + u_z^2} dS. \quad (I.30)$$

Предыдущие выкладки были проделаны «в перемещениях». Если же процесс характеризуется постоянным полем скоростей, то решение задачи следует, как упоминалось, искать «в скоростях». Тогда вместо работ будем иметь мощности внутренних и внешних сил, а основные результаты будут иметь следующий вид (соответствующие выкладки не приводятся, так как они аналогичны предыдущим):

$$\delta N = 0; \quad (I.31)$$

$$N = \tau_s \iiint_V H dV + \iint_S t \sqrt{v_x^2 + v_y^2 + v_z^2} dS, \quad (I.32)$$

где N — полная мощность прокатки;

H — интенсивность скоростей деформаций сдвига;

v_x, v_y, v_z — скорости перемещений в направлении координатных осей.

¹ Вместо выражения «работа, расходуемая на преодоление сопротивления» для краткости будем писать «работа сопротивления».

Вариационное уравнение (I.31) читается следующим образом [4]: *мощность всех внешних и внутренних сил на возможных перемещениях около состояния равновесия равна нулю.*

Приведенные выше вариационные уравнения (I.27) и (I.31), а также уравнения для расчета работы (I.30) и мощности (I.32) деформации для жестко-пластической среды являются вполне точными и их решение также может быть проведено с большой точностью с помощью известных методов вариационного исчисления. Однако в общем случае отыскание функций для перемещений или их скоростей, удовлетворяющих перечисленным уравнениям, встречает почти непреодолимые математические затруднения вследствие нелинейности этих уравнений. В связи с этим при решении технических задач обычно используют приближенные методы решения вариационных задач — так называемые «прямые» методы вариационного исчисления [54].

Существует несколько прямых методов вариационного исчисления, из них наиболее простым с точки зрения математического аппарата является, по-видимому, метод В. Ритца [48]. Именно этот метод и используется в дальнейшем. Сущность метода В. Ритца сводится к следующему.

Пусть требуется отыскать функцию $y(x)$, сообщающую экстремальное значение интегралу (такой интеграл носит название «функционала»):

$$I = \int_a^b F(x, y, y', \dots) dx. \quad (I.33)$$

В. Ритц предложил задаваться для функции $y(x)$ приближенным рядом вида

$$y = a_1 \varphi_1(x) + a_2 \varphi_2(x) + \dots + a_n \varphi_n(x), \quad (I.34)$$

где a_i — неопределенные параметры;

$\varphi_i(x)$ — «подходящие» функции, отвечающие граничным условиям задачи и полные в рассматриваемом классе функций, т. е. позволяющие с любой степенью точности аппроксимировать функцию $y(x)$.

Если теперь вместо функции $y(x)$ и ее производных подставить в уравнение (I.33) соответствующие величины, найденные из уравнения (I.34), то получим интеграл в виде функции от определенного количества параметров a_i . Приравнявая нулю каждую частную производную от I по a_i , получим n уравнений относительно a_i :

$$\frac{\partial I}{\partial a_1} = 0, \quad \frac{\partial I}{\partial a_2} = 0; \dots; \frac{\partial I}{\partial a_n} = 0. \quad (I.35)$$

В результате совместного решения уравнений, входящих в систему (I.35), найдем значения параметров a_i . Подставляя эти значения в уравнение (I.34), найдем искомую функцию, сооб-

щающую экстремум функционалу (I.33). Решение получается приближенным, но при увеличении числа параметров n погрешность его может быть получена сколько угодно малой. Чаше же всего высокая точность решения и не требуется. Исследования деформации металла при различных процессах обработки давлением показывают, что практически вполне достаточно брать не более трех параметров [48], а чаще всего один или два. Оценка погрешности при этом может быть произведена экспериментально; обычно погрешности невелики и не превышают практически допустимых.

Что касается выбора подходящих функций, то они должны достаточно хорошо описывать явления, известные из опытов. В этом случае достигается большая экономия труда и времени, необходимых для осуществления выводов. Не следует, однако, думать, что решению задачи обязательно должно предшествовать экспериментальное изучение вопроса. Отсутствие некоторых экспериментальных данных может быть восполнено усложнением задаваемых подходящих функций, позволяющим заранее предусмотреть ряд явлений процесса.

Укажем также, что предварительный выбор подходящих функций ни в коей мере не предопределяет характера решения поставленной задачи [48]. Вопрос о влиянии предварительного выбора подходящих функций на результаты решения той или иной задачи подробно рассмотрен в опубликованной недавно работе [55].

На основании изложенных выше материалов на кафедре обработки металлов давлением Уральского политехнического института им. С. М. Кирова разработана методика приближенного теоретического анализа деформированного состояния при обработке металлов давлением, базирующаяся на использовании принципа минимума энергии и применения метода В. Ритца. Методика состоит из следующих основных операций [48]:

- 1) выбора подходящих функций;
- 2) расчета интенсивности деформаций сдвига Γ ;
- 3) интегрирования выражения для работы внутренних сил и ее варьирования;
- 4) интегрирования и варьирования работы внешних сил;
- 5) определения варьируемых параметров;
- 6) вычисления перемещений и деформаций;
- 7) определения деформирующих усилий.

Указанная методика использована и в излагаемых ниже выводах, с той только разницей, что задачи решены «в скоростях» и, следовательно, имеем дело с мощностями внешних и внутренних сил.

В заключение остановимся на методике построения так называемых «разрывных» решений.

Предыдущие результаты получены в предположении непрерывности полей напряжений и деформаций, а также поля скоро-

стей деформаций по всему объему деформируемого тела. Но в ряде случаев, даже сравнительно простых и часто встречающихся, наблюдаются разрывы напряжений, скоростей и т. д. [47].

Так например, при осадке длинной полосы между узкими бойками слои, расположенные под бойками, стремятся сдвинуться относительно слоев, находящихся во внешних зонах (рис. 17). На стыке геометрического очага с внешними зонами в металле возникают весьма значительные деформации сдвига. Такого рода сдвиги должны рассматриваться как срез.

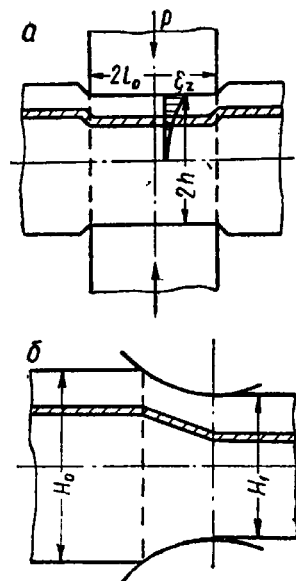


Рис. 17. Схемы к построению разрывных решений:

а — кузнечная протяжка;
б — прокатка

дела в таком случае должны возникать скачки в напряжениях, скоростях или деформациях и соответствующие им работы или мощности. Как показал Л. М. Качанов [47], наличие разрывов в напряжениях не сказывается на форме полученных экстремальных принципов, но разрывы в скоростях или деформациях должны быть учтены.

Остановимся на важном для нас вопросе о разрыве в скоростях.

Прежде всего отметим, что этот разрыв возможен лишь в касательной составляющей скорости, лежащей в касательной плоскости к поверхности разрыва S , в противном случае в теле должны образовываться «трещины». Поверхность разрыва нужно рассматривать как предельное положение тонкого слоя с не-

прерывным, но резким изменением скорости по толщине слоя (рис. 18).

Пусть в рассматриваемой точке поверхности S ось x направлена по направлению вектора относительной скорости. Резкое изменение претерпевает лишь составляющая v_x , а v_y и v_z почти постоянны по толщине слоя. Очевидно, что скорость сдвига η_{xx} [см. уравнение (I.24)] значительно больше других компонентов скорости деформации. Тогда из уравнений механики, справедливых для жестко-пластического тела,

$$\sigma_x \approx \sigma; \quad \sigma_y \approx \sigma; \quad \sigma_z \approx \sigma; \\ \tau_{xy} \approx 0; \quad \tau_{yz} \approx 0; \quad \tau_{xz} \approx \tau_s,$$

где

$$\sigma = \frac{1}{3} (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z).$$

Таким образом, поверхность разрыва является в сущности поверхностью скольжения [49].

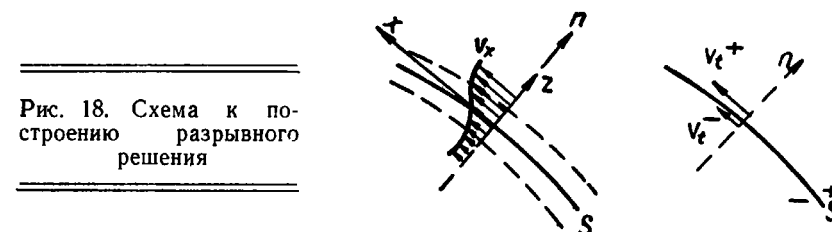


Рис. 18. Схема к построению разрывного решения

Напряжения, действующие на поверхности разрыва S , как это понятно из элементарных соображений, развивают мощность, равную (в абсолютных величинах)

$$\iint_S \tau_s [v_t] dS, \quad (I.36)$$

где $[v_t] = v_t^+ - v_t^-$ (рис. 18) представляет собой скачок скоростей на поверхности разрыва.

При решении задач на основе принципа минимума энергии мощность (работу) среза [48] или их сумму, если поверхностей разрыва несколько, следует включить в уравнения (I.31) и (I.32).

Вопрос о точности метода разрывных решений исследован В. Л. Колмогоровым [52], а также С. Л. Коцарем на примере решения задачи о вдавливании жесткого плоского штампа в пластическое полупространство. Сравнение точного решения этой задачи, полученного Л. Прандтлем [50], и приближенного разрывного решения показало вполне удовлетворительную сходимость результатов и достаточную точность метода разрывных решений.

Метод разрывных решений позволяет максимально упростить производимые выкладки и получать, тем не менее, достаточно точные для практических целей результаты, что и использовано нами в последующих выводах.

В процессе решения задач при помощи вариационных методов приходится сталкиваться с вычислением интегралов специфического вида:

$$I = \iiint_V \sqrt{F(x, y, z)} dV. \quad (I.37)$$

Как правило, точное вычисление таких интегралов невозможно. Поэтому при вычислении их приходится пользоваться приближенными формулами, например формулой трапеций Симпсона и т. д. Для оценки интеграла (I.37) используем также известное неравенство В. Я. Буняковского, которое для случая одномерного интеграла имеет вид

$$\left[\int_a^b f(x) \varphi(x) dx \right]^2 \leq \int_a^b [f(x)]^2 dx \int_a^b [\varphi(x)]^2 dx. \quad (I.38)$$

Неравенство В. Я. Буняковского легко распространяется и на кратные интегралы.

5. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ И ОСНОВНЫЕ УПРОЩАЮЩИЕ ДОПУЩЕНИЯ

Как было показано, при прокатке крупных слитков на современных обжимных станах, когда значения отношения $\frac{l}{H}$ малы, внешние зоны оказывают весьма существенное влияние на напряженное и деформированное состояние материала, находящегося в геометрическом очаге деформации. Существующие же теоретические методы не всегда достаточно правильно отражают это влияние, а также часто не учитывают некоторых других факторов, которые тоже определенным образом влияют на процесс прокатки. Ниже, на базе основных положений механики сплошных сред, с помощью вариационных методов математики исследуется процесс прокатки высоких полос на обжимных станах. В исследовании удалось определить как усилия, необходимые для осуществления заданной деформации металла, так и область распространения пластических деформаций во внешних зонах.

Схема процесса прокатки приведена на рис. 19. На этом рисунке через l_0 и l_1 обозначена протяженность фактического очага деформации за пределами геометрического очага. Остальные обозначения пояснений не требуют.

Исследовали только те случаи прокатки, для которых $0,1 \leq \frac{l}{H} \leq 0,6$, т. е. случаи, при которых деформация происходит с двойным бочкообразованием [4; 6; 13; 15; 18; 20 и др.] и являю-

щиеся обычными для прокатки на современных обжимных станах.

Поставленная задача о прокатке толстых полос не принадлежит к тому классу задач, которые можно было бы решать, не прибегая к ряду упрощающих допущений.

К числу основных допущений, использованных нами, относятся следующие.

1. Деформация прокатываемого материала плоская. В соответствии с этим допущением уширением прокатываемой полосы пренебрегаем. Для весьма широких полос, т. е. полос, шири-

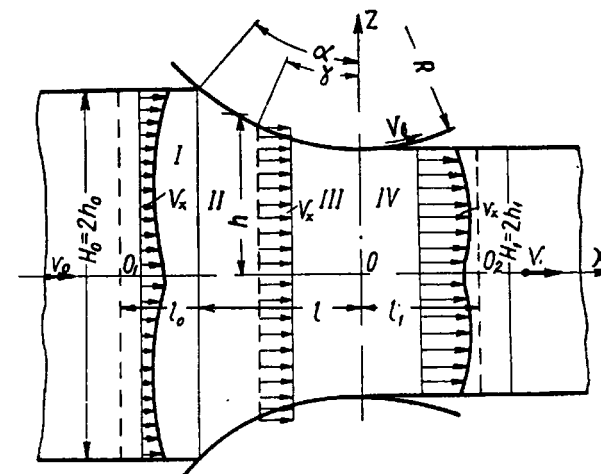


Рис. 19. Схема прокатки высокой полосы

на которых в несколько раз превосходит длину очага деформации, такое допущение сомнений не вызывает, однако и в обычных случаях прокатки крупных слитков на блюминге уширение достаточно мало и наше допущение может быть использовано. Во всяком случае, оно может привести лишь к некоторому завышению мощности и давления металла на валки при прокатке. Если же эти факторы требуется определять более точно, то сравнительно нетрудно ввести поправку, учитывающую влияние на них ширины полосы.

2. По всей длине дуги захвата имеет место прилипание металла к валкам. В действительном процессе, как показали опыты, изложенные ниже, протяженность зоны прилипания при $\frac{l}{H} < 1$ составляет 70—80% от длины дуги захвата. Эта величина сама по себе уже достаточно близка к 100%, принятым в нашей задаче.

С точки зрения механики процесса это допущение приводит к тому, что мы с самого начала уменьшаем работу сил трения

на контактных поверхностях, но зато увеличиваем работу внутренних сил, так как внутренние сдвиги при этом возрастают, и первая работа компенсируется второй.

Допущение о полном прилипании лишь в пренебрежимых пределах изменит усилия и мощность, потребные для прокатки, но сильно упростит граничные условия.

3. Дуги захвата, представляющие собой дуги окружностей, могут быть заменены прямыми, параллельными оси симметрии прокатываемой полосы. С точки зрения принципа Сен-Венана, такая операция правомерна, если только, конечно, все остальные граничные условия (например, кинематические) сохранены и если размеры деформируемого тела значительно превосходят размеры поверхности, к которой приложены действующие усилия. В нашей задаче, так как $\frac{l}{H} \leq 0,6$, последнее условие выполняется автоматически, а кинематические граничные условия сохранены неизменными. При этом высоту полосы в очаге деформации полагаем равной средней высоте полосы.

$$H = 2h_c = \frac{H_0 + H_1}{2}.$$

Приемлемость приведенного допущения хорошо подтверждается исследованиями В. М. Луговского [45], рассмотренными выше.

Предполагаем также, что толщины передней и задней внешних зон соответственно равны H_0 и H_1 (рис. 19).

Используя это допущение, предполагаются такие условия деформации металла во внешних зонах, при которых отсутствует только полное изменение высоты полосы. Каждый же отдельный слой металла имеет как высотную, так и продольную деформации, распределяющиеся в общем случае неравномерно. Например, перед входом в валки некоторые слои (центральные) утоняются, другие (вблизи от поверхностей полосы), напротив, увеличивают свою толщину, в целом же толщина полосы остается неизменной. Такие явления подтверждаются опытными данными [4 и др.].

4. Критическое сечение совпадает с сечением, для которого высота полосы равна среднему значению H (рис. 19). В этом случае $\gamma = 0,70$ а, т. е. критический угол превосходит половину угла захвата.

Ниже будет показано, что при прокатке толстых полос критический угол для точек металла, расположенных внутри очага деформации, может значительно превосходить угол, замеренный на контактной поверхности. Очевидно, что в нашем случае во всех выкладках должно быть использовано то значение критического угла (разумеется, усредненное), которое относится к частицам металла, расположенным внутри очага деформации, а не на контактной поверхности.

6. ДАВЛЕНИЕ МЕТАЛЛА НА ВАЛКИ И МОЩНОСТЬ ПРИ ПРОКАТКЕ НА БЛЮМИНГЕ

Для теоретического определения давления металла на валки и мощности при прокатке высоких полос с помощью изложенной выше методики нужно предварительно выбрать «подходящие» функции. Многочисленные опытные данные показывают, что при прокатке с малыми отношениями $\frac{l}{H}$ имеет место двойное бочкообразование в поперечном и продольном направлениях. При $\frac{l}{H} > 0,6—0,7$ происходит одинарное бочкообразование. Подобные эпюры продольных скоростей перемещений частиц металла (рис. 19) достаточно хорошо описываются следующей функцией (для любой зоны):

$$v_x = f_1(x) + f_2(x) \left[\cos \frac{\pi z}{2h} + a \cos \frac{3\pi z}{2h} \right], \quad (I.39)$$

где $f_1(x)$ и $f_2(x)$ — функции, подлежащие определению из граничных условий;

a — параметр, который определяется из условия минимума полной энергии системы;

h — текущее значение половины высоты полосы.

В зависимости от величины функций $f_1(x)$ и $f_2(x)$ и параметра a выражение (I.39) позволяет получать эпюры скоростей, характеризующиеся наличием одного или двух максимумов (процессы с одинарным или двойным бочкообразованием) или прямоугольные (искривления поперечного сечения отсутствуют). Действительный характер эпюры скоростей определится совокупностью граничных условий и принципом Лагранжа.

Определим неизвестные функции $f_1(x)$ и $f_2(x)$.

Полагая $z = h$, по уравнению (I.39) получим

$$v_x \Big|_{z=h} = f_1(x) = v_{xк},$$

где $v_{xк}$ — значение v_x на контактной поверхности.

Для определения функции $f_2(x)$ воспользуемся условием постоянства объема в кинематической форме. Объем металла, проходящий через каждое данное поперечно-вертикальное сечение полосы за единицу времени, не зависит от положения рассматриваемого сечения. Обозначим секундный объем металла, проходящего через любое сечение, через C_0 . Тогда

$$C_0 = \int_0^h v_x dz.$$

Подставляя сюда значение v_x из выражения (I.39) и интегрируя, найдем после несложных преобразований

$$f_2(x) = \frac{\pi}{2} \frac{\frac{C_0}{h} - v_{xk}}{1 - \frac{a}{3}}.$$

Если теперь подставить найденные значения $f_1(x)$ и $f_2(x)$ в уравнение (I.39), получим

$$v_x = v_{xk} + \frac{\pi}{2} \frac{\frac{C_0}{h} - v_{xk}}{1 - \frac{a}{3}} \left(\cos \frac{\pi z}{2h} + a \cos \frac{3\pi z}{2h} \right).$$

Обозначим

$$A_1 = \frac{\pi}{2} \cdot \frac{1}{1 - \frac{a}{3}}; \quad A_2 = \frac{\pi}{2} \cdot \frac{a}{1 - \frac{a}{3}},$$

тогда выражение для v_x будет иметь вид

$$v_x = v_{xk} + \left(\frac{C_0}{h} - v_{xk} \right) \left[A_1 \cos \frac{\pi z}{2h} + A_2 \cos \frac{3\pi z}{2h} \right]. \quad (I.40)$$

Из смысла обозначений A_1 и A_2 следует, что они связаны между собой следующим соотношением:

$$A_2 = 3 \left(A_1 - \frac{\pi}{2} \right). \quad (I.41)$$

Таким образом, выражение (I.40), как и раньше, содержит только один варьируемый параметр — A_1 .

В реальном процессе скорость v_x не может где-либо иметь разрывов, так как иначе в металле возникли бы трещины. Учитывая это, нетрудно убедиться, что A_1 , а следовательно, и A_2 , сохраняют одно и то же значение для всех четырех зон прокатываемой полосы (рис. 19).

Располагая выражением для v_x и учитывая допущения, сформулированные выше, с помощью известных соотношений теории пластичности легко найдем все необходимые нам компоненты тензора скоростей деформаций: ξ_x , ξ_z , η_{xz} , а затем и скорость вертикальных перемещений v_z и интенсивность скоростей деформаций сдвига H .

$$H = \sqrt{4\xi_x^2 + \eta_{xz}^2}.$$

Кроме того, в нашем случае $\xi_x + \xi_z = 0$, что позволяет найти скорость вертикальных перемещений

$$v_z = \int \xi_z dz + F(x) = - \int \xi_x dz + F(x),$$

где произвольная функция интегрирования $F(x)$ может быть определена из условия $v_z|_{z=0} = 0$.

В уравнение (I.40) входит величина v_{xk} , являющаяся функцией абсциссы x . Затруднительно, хотя принципиально и возможно, подобрать такое выражение для v_{xk} , которое было бы пригодным как для геометрического очага деформации, так и для внешних зон. В подобных случаях, как уже говорилось, теория пластичности находит выход в построении так называемого разрывного решения. Воспользуемся этим методом, разделив очаг пластической деформации (физический) на три зоны (рис. 19):

а) геометрический очаг, ограниченный плоскостями входа и выхода и контактными поверхностями (участки II и III);

б) очаг в задней внешней зоне, ограниченный плоскостью начала пластической деформации в полосе, плоскостью входа и поверхностями полосы (участок I);

в) очаг в передней внешней зоне, ограниченный плоскостью выхода, плоскостью конца пластической деформации и поверхностями полосы (участок IV).

Тогда для каждой зоны можно принять максимально простые выражения для v_{xk} , совместимые с граничными условиями. Если после этого будут найдены v_z и все компоненты тензора скоростей деформаций, то все они на стыке указанных зон будут терпеть разрывы. Так как в реальном процессе такие разрывы, конечно, не имеют места, то их наличие в приближенном, разрывном решении должно быть компенсировано соответствующей затратой энергии или мощности.

Для решения задачи пришлось воспользоваться численными методами, поэтому необходимо было прежде всего определить область существования параметров A_1 и A_2 . При прокатке полос с малыми значениями фактора $\frac{l}{H}$ эшюра для v_x должна иметь форму, показанную на рис. 19. Такая форма возможна, если только $A_2 < 0$. Это условие совместно с условием связи (I.41) дает

$$A_{1\max} = \frac{\pi}{2}; \quad A_{2\max} = 0.$$

Естественно предположить, что точки металла, находящиеся в зоне опережения геометрического очага деформации, движутся со скоростью $v_x \geq v_{xk}$. Отсюда следует, что

$$A_{1\min} + A_{2\min} = 0.$$

Совместно с условием связи (I.41) это дает

$$A_{1\min} = 1,178; \quad A_{2\min} = -1,178.$$

Таким образом,

$$1,178 \leq A_1 \leq 1,571; \\ -1,178 \leq A_2 \leq 0. \quad (I.42)$$

Использование численных методов предполагает аппроксимирование полученных значений какой-либо функции некото-

рыми кривыми. С целью лучшего аппроксимирования были несколько расширены найденные границы A_1 , а следовательно, и A_2 и вычисления производили при

$$1,1 \leq A_1 \leq 1,571. \quad (I.43)$$

Перейдем к рассмотрению состояния каждой из зон в отдельности.

а. Очаг деформации в задней внешней зоне I . Начало координат для этого очага расположим в точке O_1 (рис. 19). Для зоны I

$$h = h_0 = \text{const},$$

откуда

$$v_x = v_{xk} + \left(\frac{C_0}{h_0} - v_{xk} \right) \left[A_1 \cos \frac{\pi z}{2h_0} + A_2 \cos \frac{3\pi z}{2h_0} \right].$$

Для случая плоской задачи по уравнениям (I.24) получаем

$$\begin{aligned} \xi_x &= -\xi_z = v'_{xk} \left[1 - A_1 \cos \frac{\pi z}{2h_0} - A_2 \cos \frac{3\pi z}{2h_0} \right]; \\ -v_z &= v'_{xk} \left[z - A_1 \frac{2h_0}{\pi} \sin \frac{\pi z}{2h_0} - A_2 \frac{2h_0}{3\pi} \sin \frac{3\pi z}{2h_0} \right]; \\ \eta_{xz} &= - \left(\frac{C_0}{h_0} - v_{xk} \right) \left[A_1 \frac{\pi}{2h_0} \sin \frac{\pi z}{2h_0} + A_2 \frac{3\pi}{2h_0} \sin \frac{3\pi z}{2h_0} \right] - \\ &\quad - v''_{xk} \left[z - A_1 \frac{2h_0}{\pi} \sin \frac{\pi z}{2h_0} - A_2 \frac{2h_0}{3\pi} \sin \frac{3\pi z}{2h_0} \right]. \end{aligned} \quad (I.44)$$

В этих выражениях штрихи у v_{xk} означают соответствующие производные от v_{xk} по абсциссе x .

При $x = 0$, т. е. на границе очага деформации,

$$\xi_x = \eta_{xy} = 0; \quad v'_{xk} = v_0 = \frac{C_0}{h_0},$$

где v_0 — скорость заднего жесткого конца (до деформируемого участка внешней зоны).

Отсюда

$$v_{xk}|_{x=0} = v_0; \quad v'_{xk}|_{x=0} = v''_{xk}|_{x=0} = 0.$$

При $x = l_0$, т. е. в плоскости входа, в связи с условием полного прилипания

$$v_{xk}|_{x=l_0} = v_B \cos \alpha.$$

В соответствии с четырьмя полученными условиями

$$v_{xk} = a + bx + cx^2 + dx^3,$$

где a, b, c и d — неопределенные коэффициенты.

Из условий, сформулированных выше,

$$a = v_0; \quad b = c = 0; \quad d = \frac{v_B \cos \alpha - v_0}{l_0^3}, \quad (I.45)$$

откуда

$$v_{xk} = v_0 + x^3 \frac{v_B \cos \alpha - v_0}{l_0^3}.$$

После подстановки v_{xk} и ее производных в уравнения (I.44) получим

$$\begin{aligned} v_z &= -3x^2 \frac{v_B \cos \alpha - v_0}{l_0^3} \left[z - A_1 \frac{2h_0}{\pi} \sin \frac{\pi z}{2h_0} - A_2 \frac{2h_0}{3\pi} \sin \frac{3\pi z}{2h_0} \right]; \\ \xi_x &= -\xi_z = 3x^2 \frac{v_B \cos \alpha - v_0}{l_0^3} \left[1 - A_1 \cos \frac{\pi z}{2h_0} - A_2 \cos \frac{3\pi z}{2h_0} \right]; \\ \eta_{xz} &= x \frac{v_B \cos \alpha - v_0}{l_0^3} \left[x^2 \left(A_1 \frac{\pi}{2h_0} \sin \frac{\pi z}{2h_0} + A_2 \frac{3\pi}{2h_0} \sin \frac{3\pi z}{2h_0} \right) - \right. \\ &\quad \left. - 6 \left(z - A_1 \frac{2h_0}{\pi} \sin \frac{\pi z}{2h_0} - A_2 \frac{2h_0}{3\pi} \sin \frac{3\pi z}{2h_0} \right) \right]. \end{aligned} \quad (I.46)$$

Зная скорости деформаций, можем найти их интенсивность H , а затем и мощность внутренних сил $N = \tau_s \int_V H dv$.

Используя численные методы, после аппроксимации найденных значений мощности (аппроксимация здесь и в дальнейшем была произведена по методу наименьших квадратов), найдем мощность внутренних сил в очаге деформации задней внешней зоны (I) N_{d0} :

$$N_{d0} = \tau_s (v_B h_0 \cos \alpha - C_0) \left[\frac{B}{2\theta_0} + \frac{C}{3} + \frac{D}{4} \theta_0 \right], \quad (I.47)$$

где B, C и D — коэффициенты аппроксимации, зависящие от A_1 (табл. 6);

$\theta_0 = \frac{l_0}{h_0}$ — варьируемый параметр.

Таблица 6

Значения коэффициентов аппроксимации

A_1	1,100	1,200	1,300	1,400	1,500	1,571
B	0,8358	0,5797	0,3548	0,2977	0,5902	0,8198
C	2,0140	1,5026	1,2129	0,7354	0,7755	1,0441
D	4,5594	3,6447	2,5166	1,7785	1,6931	2,0253
M_1	0,0998	0,1391	0,2343	0,4497	0,5984	0,6366
M_2	-0,1782	-0,0513	0,1159	0,3477	0,4016	0,3634
$\theta_0 = \theta_1$	0,8561	0,7977	0,7509	0,8183	1,1810	1,2730

б. Очаг деформации в передней внешней зоне IV . Здесь $h = h_1 = \text{const}$. Для удобства выводов начало координат расположим в точке O_2 , а ось x направим против хода прокатки.

Аналогично предыдущему находим скорости перемещений и деформаций:

$$\begin{aligned} v_x &= v_{xk} + \left(\frac{C_0}{h_1} - v_{xk} \right) \left[A_1 \cos \frac{\pi z}{2h_1} + A_2 \cos \frac{3\pi z}{2h_1} \right]; \\ v_{xk} &= v_1 - \frac{v_1 - v_B}{l_1^3} x^3; \\ \xi_x &= -\xi_z = -3x^2 \frac{v_1 - v_B}{l_1^3} \left[1 - A_1 \cos \frac{\pi z}{2h_1} - A_2 \cos \frac{3\pi z}{2h_1} \right]; \\ \eta_{xz} &= -x^3 \frac{v_1 - v_B}{l_1^3} \left[A_1 \frac{\pi}{2h_1} \sin \frac{\pi z}{2h_1} + A_2 \frac{3\pi}{2h_1} \sin \frac{3\pi z}{2h_1} \right] + \\ &+ 6x \frac{v_1 - v_B}{l_1^3} \left[z - A_1 \frac{2h_1}{\pi} \sin \frac{\pi z}{2h_1} - A_2 \frac{2h_1}{3\pi} \sin \frac{3\pi z}{2h_1} \right], \quad (I.48) \end{aligned}$$

при этом для v_{xk} здесь также было задано выражение

$$v_{xk} = a + bx + cx^2 + dx^3,$$

а для определения коэффициентов получены условия

$$v_{xk}|_{x=0} = v_1; \quad v_{xk}|_{x=l} = v_B; \quad v'_{xk}|_{x=0} = v'_{xk}|_{x=l} = 0.$$

После необходимых вычислений для мощности внутренних сил в очаге деформации передней внешней зоны $N_{д1}$ было найдено выражение

$$N_{д1} = \tau_s (C_0 - v_B h_1) \left[\frac{B}{2\theta_1} + \frac{C}{3} + \frac{D}{4} \theta_1 \right], \quad (I.49)$$

где B , C и D — коэффициенты аппроксимации, которые имеют то же значение, что и ранее (табл. 6).

$\theta_1 = \frac{l_1}{h_1}$ — также варьируемый параметр.

в. Геометрический очаг деформации (II + III). Для действительной формы контактной поверхности очага деформации мы имеем то же выражение для v_x , что и в предыдущих случаях.

Из него найдем:

$$\begin{aligned} \xi_x &= -\xi_z = v'_{xk} + \left(\frac{C_0}{h} - v_{xk} \right)' \left[A_1 \cos \frac{\pi z}{2h} + A_2 \cos \frac{3\pi z}{2h} \right] + \\ &+ \frac{\pi}{2} \frac{h'}{h^2} \left(\frac{C_0}{h} - v_{xk} \right) \left[A_1 z \sin \frac{\pi z}{2h} + A_2 3z \sin \frac{3\pi z}{2h} \right]; \\ -v_z &= z v'_{xk} + \left(\frac{C_0}{h} - v_{xk} \right)' \left[A_1 \frac{2h}{\pi} \sin \frac{\pi z}{2h} + A_2 \frac{2h}{3\pi} \sin \frac{3\pi z}{2h} \right] + \\ &+ \frac{\pi}{2} \frac{h'}{h^2} \left(\frac{C_0}{h} - v_{xk} \right) \left[A_1 \left(\frac{4h^2}{\pi^2} \sin \frac{\pi z}{2h} - \frac{2hz}{\pi} \cos \frac{\pi z}{2h} \right) + \right. \\ &\left. + 3A_2 \left(\frac{4h^2}{9\pi^2} \sin \frac{3\pi z}{2h} - \frac{2hz}{3\pi} \cos \frac{3\pi z}{2h} \right) \right]. \quad (I.50) \end{aligned}$$

Выражение для η_{xz} не выписываем, так как оно в дальнейшем не понадобится.

В соответствии с допущением (3) высоту полосы можно считать не зависящей от абсциссы, но кинематические граничные условия сохранить необходимо. При использовании этого допущения для сохранения кинематических граничных условий вводим в выражение для v_x в форме (I.40) дополнительные члены, являющиеся функцией координат и учитывающие действительные граничные условия. Специальные исследования показали, что с учетом этого замечания можно записать приближенно

$$v_x = v_{xk} + \left(\frac{C_0}{h_c} - v_{xk} \right) \left[(A_1 + m) \cos \frac{\pi z}{2h_c} + (A_2 + n) \cos \frac{3\pi z}{2h_c} \right], \quad (I.51)$$

где m и n — неизвестные пока еще величины.

Потребовав, чтобы при $z = 0$ точное и приближенное значения v_x совпадали, найдем

$$m + n = 0.$$

Нетрудно убедиться, что при $z = h_c$ точное и приближенное значения v_x также совпадают.

Второе условие для определения постоянных m и n получим, приравняв точное и приближенное значения v_z при $z = h_c$.

После подстановок и соответствующих вычислений найдем

$$m - \frac{n}{3} = -\frac{\pi R}{2h_c}.$$

В последних выкладках полагали

$$\cos \varphi \approx 1 - \frac{1}{2} \left(\frac{x}{R} \right)^2,$$

а начало координат помещали в точке O (рис. 19).

Окончательно получаем

$$m = -n = -\frac{3\pi R}{8h_c}.$$

После дифференцирования уравнения (I.51) найдем:

$$\begin{aligned} \xi_x &= -\xi_z = v_B \frac{x}{R^2} \left[1 - (A_1 + m) \cos \frac{\pi z}{2h_c} - (A_2 + n) \cos \frac{3\pi z}{2h_c} \right]; \\ \eta_{xz} &= \frac{v_B}{R^2} \left[z - \frac{2h_c}{\pi} (A_1 + m) \sin \frac{\pi z}{2h_c} - \frac{2h_c}{3\pi} (A_2 + n) \sin \frac{3\pi z}{2h_c} \right] - \\ &- \frac{(C_0 - v_{xk} \cdot h_c)}{h_c^2} \left[\frac{\pi}{2} (A_1 + m) \sin \frac{\pi z}{2h_c} + \frac{3\pi}{2} (A_2 + n) \sin \frac{3\pi z}{2h_c} \right]; \\ v_z &= -v_B \frac{x}{R^2} \left[z - \frac{2h_c}{\pi} (A_1 + m) \sin \frac{\pi z}{2h_c} - \frac{2h_c}{3\pi} (A_2 + n) \sin \frac{3\pi z}{2h_c} \right]. \quad (I.52) \end{aligned}$$

В процессе определения мощности внутренних сил выражение для интенсивности скоростей деформаций аппроксимировали приближенным равенством вида

$$H \approx a(x - x_0)^2 + b(x - x_0) + C,$$

где коэффициенты

$$b = H'_x|_{x=x_0}; \quad C = H|_{x=x_0}.$$

Коэффициент a был определен из условия равенства интегралов

$$\int_{x_0}^{x_1} H^2 dx = \int_{x_0}^{x_1} [a(x - x_0)^2 + b(x - x_0) + C]^2 dx.$$

Полученные таким способом коэффициенты a , b и c представляли собой функции от z . Интегрирование по указанной переменной производили также численными методами.

В конечном итоге было получено

$$N_d = \tau_s v_B R \left[\frac{8}{9} \cdot \frac{l}{H} \left(\frac{h_c}{R} \right)^3 I_0 \right], \quad (I.53)$$

где N_d — мощность внутренних сил в геометрическом очаге деформации;

I_0 — безразмерный интеграл от интенсивности скоростей деформаций сдвига H по объему геометрического очага

$$I_0 = f \left(A_1, \frac{l}{H}, \alpha \right).$$

Значения мощности N_d представлены в табл. 7.

Таблица 7

$$\text{Значения } N_d [\tau_s v_B R]^{-1} = f \left(A_1; \frac{l}{H} \right)$$

A_1	Значения $\frac{l}{H}$					
	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6
1,100	0,02734	0,06706	0,1221	0,1893	0,2808	0,3915
1,200	0,02611	0,06515	0,1203	0,1924	0,2819	0,4091
1,300	0,02496	0,06340	0,1187	0,1918	0,2870	0,4258
1,400	0,02383	0,06180	0,1173	0,1915	0,2961	0,4429
1,500	0,02298	0,06084	0,1179	0,1936	0,3086	0,4647
1,571	0,02036	0,06155	0,1201	0,2001	0,3258	0,4923

Подчеркнем, что эта мощность не зависит от введенных ранее параметров θ_0 и θ_1 . Так как все мощности, входящие в полную мощность системы, пропорциональны обжатию раската или

квадрату угла захвата α^2 , то для упрощения вычислений было принято, что $\frac{h_c}{R} = 0,5$. В этом случае $\alpha = \frac{l}{H}$.

г. Мощности среза (компенсационные мощности). Выше мы отмечали, что в плоскостях входа и выхода компоненты тензора скоростей деформаций претерпевают разрывы в нашем случае построения разрывного решения. На компенсацию этих разрывов требуется дополнительная мощность, которую назовем мощностью среза. Эта мощность в нашей задаче состоит из двух частей: мощности среза в плоскости входа и мощности среза в плоскости выхода.

В общем случае мощность среза, как отмечалось выше, может быть определена из выражения

$$N_{cp} = \iint_S t [v_i] ds. \quad (I.54)$$

Приняв $t = \tau_s$ и учтя, что в нашем случае $[v_i] = v_{zl} - v_{zr}$, где v_{zl} и v_{zr} — вертикальные скорости слева и справа от плоскости среза, получим

$$N_{cp} = \tau_s \iint_S |v_{zl} - v_{zr}| dS = \tau_s \int_h |v_{zl} - v_{zr}| dh. \quad (I.55)$$

Для плоскости входа:

$$\begin{aligned} v_{zl}|_{x=l_0} &= -3 \frac{v_B \cos \alpha - v_0}{l_0} \left[z - A_1 \frac{2h_0}{\pi} \sin \frac{\pi z}{2h_0} - A_2 \frac{2h_0}{3\pi} \sin \frac{3\pi z}{2h_0} \right]; \\ -v_{zr}|_{x=l} &= z v'_{xk} + \left(\frac{C_0}{h} - v_{xk} \right) \Big|_{x=l} \left[A_1 \frac{2h_0}{\pi} \sin \frac{\pi z}{2h_0} + A_2 \frac{2h_0}{3\pi} \sin \frac{3\pi z}{2h_0} \right] + \\ &+ \frac{\pi}{2} \left[\frac{h'}{h^2} \left(\frac{C_0}{h} - v_{xk} \right) \right] \Big|_{x=l} \left[A_1 \left(\frac{4h_0^2}{\pi^2} \sin \frac{\pi z}{2h_0} - \frac{2h_0 z}{\pi} \cos \frac{\pi z}{2h_0} \right) + \right. \\ &\left. + 3A_2 \left(\frac{4h_0^2}{9\pi^2} \sin \frac{3\pi z}{2h_0} - \frac{2h_0 z}{3\pi} \cos \frac{3\pi z}{2h_0} \right) \right]. \end{aligned}$$

Производя интегрирование по высоте полосы h_0 и учитывая перемену знака у v_{zi} , окончательно получим

$$\begin{aligned} N_{cp} &= \tau_s v_B R \left\{ \left[\frac{B}{2\theta_0} - M_2 \operatorname{tg} \alpha \right] \left[\frac{h_0}{R} \cos \alpha - \frac{C_0}{v_B R} \right] - \right. \\ &\quad \left. - \frac{B}{6} \operatorname{tg} \alpha \frac{h_0^2}{R^2} + M_1 \frac{h_0}{R} \sin \alpha \right\}, \quad (1.56) \end{aligned}$$

где N_{cp_0} — мощность среза в плоскости входа;
 B — коэффициент аппроксимации (табл. 6);

M_1 и M_2 — коэффициенты, полученные в результате интегрирования и определяемые параметром A_1 (величина этих коэффициентов приведена в табл. 6).

Для плоскости выхода

$$v_{zi}|_{x=0} = 0;$$

$$v_{zr}|_{x=l_1} = -\frac{3(v_1 - v_2)}{\theta_1} \left[\frac{z}{h_1} - A_1 \frac{2}{\pi} \sin \frac{\pi z}{2h_1} - A_2 \frac{2}{3\pi} \sin \frac{3\pi z}{2h_1} \right].$$

Производя интегрирование по высоте полосы h_1 и учитывая перемену знака у v_{zi} , найдем

$$N_{cp} = \tau_s (C_0 - v_2 h_1) \frac{B}{2\theta_1}. \quad (I.57)$$

При выводе выражений для мощностей среза использовали соответствующие равенства для v_z , полученные выше. При этом допущение о замене дуг окружностей соответствующими прямыми не применялось.

Таким образом, получены все необходимые мощности. Суммируя их, найдем полную мощность деформации. Минимизируя последнюю, по уравнению (I.35) найдем варьируемые параметры θ_0 , θ_1 и A_1 .

Определение параметра $\theta_0 = \frac{l_0}{h_0}$. От параметра θ_0 зависят: мощность внутренних сил в зоне I (рис. 19) и мощность среза в плоскости входа. Собирая члены, в которые входит θ_0 , получим

$$N_0 = \tau_s (h_0 v_b \cos \alpha - C_0) \left[\frac{B}{\theta_0} + \frac{C}{3} + \frac{D}{4} \theta_0 \right].$$

Приравняв нулю производную от N_0 по параметру, найдем

$$\theta_0 = 2 \sqrt{\frac{B}{D}}, \quad (I.58)$$

так как $\tau_s (h_0 v_b \cos \alpha - C_0) \neq 0$.

В уравнении (I.58) B и D — коэффициенты аппроксимации, помещенные в табл. 6.

Определение параметра $\theta_1 = \frac{l_1}{h_1}$. Группируя, как и раньше, мощности, зависящие от параметра θ_1 , получим

$$N_1 = \tau_s (C_0 - v_b h_1) \left[\frac{B}{\theta_1} + \frac{C}{3} + \frac{D}{4} \theta_1 \right].$$

Так как и здесь $\tau_s (C_0 - v_b h_1) \neq 0$, то из условия минимума мощности найдем

$$\theta_1 = 2 \sqrt{\frac{B}{D}}, \quad (I.59)$$

т. е. ту же самую величину, что и для θ_0 .

Определение параметра A_1 . Параметры θ_0 , θ_1 и все составляющие полной мощности деформации зависят от пара-

метра A_1 . Для определения этого параметра воспользовались численными методами. С этой целью были вычислены значения полной мощности деформации системы в зависимости от параметра A_1 и отношения $\frac{l}{H}$, помещенные в табл. 8. При

Таблица 8

Значения $N_{\Sigma} [\tau_s v_b R]^{-1} = f \left(A, \frac{l}{H} \right)$

A_1	Значения $\frac{l}{H}$					
	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6
1,000	0,03820	0,1041	0,1988	0,3079	0,4664	0,6144
1,100	0,03537	0,09560	0,1823	0,2897	0,4268	0,5843
1,200	0,03549	0,09327	0,1756	0,2811	0,4084	0,5743
1,300	0,03856	0,09707	0,1783	0,2821	0,4109	0,5845
1,400	0,04751	0,1139	0,2022	0,3129	0,4565	0,6436
1,500	0,05359	0,1282	0,2276	0,3501	0,5152	0,7228
1,571	0,05285	0,1345	0,2407	0,3740	0,5570	0,7822
Минимальное значение	0,03508	0,09327	0,1754	0,2804	0,4068	0,5743

Примечание. Значения мощности при $A_1 = 1,000$ найдены экстраполяцией по Лагранжу.

каждом данном отношении $\frac{l}{H}$ действительное значение параметра A_1 отвечает минимуму этой мощности. Таким путем нашли, что для значений $\frac{l}{H}$, находящихся в пределах от 0,1 до 0,6, величина параметра A_1 составляет 1,178—1,250. В соответствии с этим, $\theta_0 = \theta_1 = 0,78—0,82$ или в среднем $\theta_0 = \theta_1 = 0,8$.

После определения A_1 становится известной мощность, необходимая для прокатки (табл. 9).

Таблица 9

Значения $N_{\Sigma} [\tau_s v_b R \alpha^2]^{-1} = f \left(\frac{l}{H} \right)$

$\frac{l}{H}$	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6
$N_{\Sigma} [\tau_s v_b R \alpha^2]^{-1}$	3,508	2,332	1,950	1,753	1,628	1,594

Расчетные значения мощности с погрешностью, не превосходящей 3—4% для $\frac{l}{H} \leq 0,5$, аппроксимировали следующей простой зависимостью (на оба вала):

$$N_{\Sigma} = 2,20 \tau_{\Sigma} v_{\Sigma} R B_c \alpha^2 \sqrt{\frac{H}{l}}, \quad (I.60)$$

где B_c — средняя ширина полосы при прокатке.



Рис. 20. Удельные силы давления и трения при прокатке толстой полосы ($\frac{l}{H} = 0,5$) [11]

Зная мощность, нетрудно определить и среднее удельное давление металла на валки p_c . Выразив N_{Σ} через момент прокатки (для двух валков) $M = 2Pl\psi$ и угловую скорость $\omega = \frac{v_{\Sigma}}{R}$, после простых преобразований получим

$$N_{\Sigma} = 2p_c v_{\Sigma} B_c R \psi \alpha^2, \quad \text{откуда}$$

$$\frac{p_c}{1,15\sigma_s} = \frac{0,55}{\psi} \sqrt{\frac{H}{l}}, \quad (I.61)$$

где ψ — коэффициент, характеризующий положение равнодействующей давления металла на валки на дуге захвата.

По опытным данным Ф. Е. Долженкова [22], полученным при прокатке стали (см. рис. 10), при изменении $\frac{l}{H}$ — от 0,6 до 0,28 ψ изменяется от 0,58 до 0,62. Поэтому при обычных условиях прокатки на блюминге можно брать $\psi = 0,6$. Для проходов, в которых $\frac{l}{H}$ значительно больше чем 0,6—0,7, например в последних проходах при прокатке блюмов небольших сечений с большими обжатиями, следует брать ψ по рис. 10.

Экспериментальные эпюры распределения удельного давления при прокатке толстых полос также подтверждают, что в этих случаях прокатки $\psi > 0,5$. На рис. 20 представлены кривые удельных сил давления и трения при прокатке с отношением $\frac{l}{H} = 0,5$ [11].

Таким образом, при $\psi = 0,6$, из уравнения (I.61) получим

$$\frac{p_c}{1,15\sigma_s} = 0,916 \sqrt{\frac{H}{l}}. \quad (I.62)$$

7. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ПРОВЕРКА ФОРМУЛ ДЛЯ РАСЧЕТА ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРИ ПРОКАТКЕ НА БЛЮМИНГЕ

Для анализа и оценки полученных результатов сопоставим расчетные значения среднего удельного давления по формуле (I.62) с данными А. И. Целикова и В. В. Смирнова [21], А. А. Динника [8], Р. Хилла [51] и В. М. Луговского [45].

Результаты вычислений представлены графически на рис. 21. Как видно из этого рисунка, величины $\frac{p_c}{1,15\sigma_s}$, найденные по формуле (I.62), достаточно близки к данным А. И. Целикова и В. В. Смирнова и В. М. Луговского. Это свидетельствует о до-

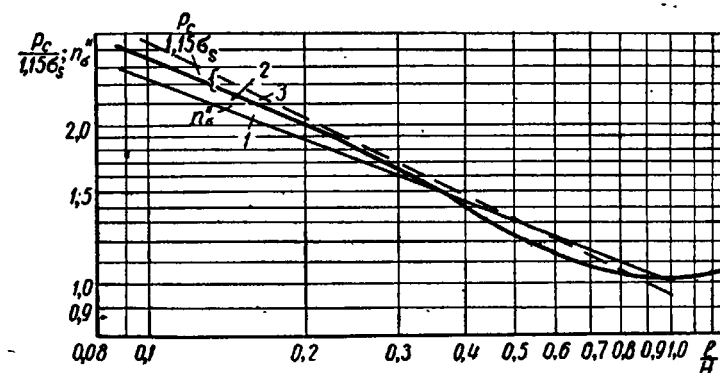


Рис. 21. Зависимость удельного давления от фактора $\frac{l}{H}$:
1 — по формуле В. М. Луговского [45]; 2 — по опытам А. И. Целикова и В. В. Смирнова [21]; 3 — по формуле (I.62)

статочной точности наших выводов. Следует иметь также в виду, что величина $n_{\sigma}^* = \frac{p_c}{1,15\sigma_s} > 1$, так как среднее удельное давление при осадке или прокатке полос при отсутствии внешних зон не равно вынужденному пределу текучести металла $1,15\sigma_s$, а несколько больше его. Если же в формулу В. М. Луговского и в опытные данные А. И. Целикова и В. В. Смирнова и А. А. Динника внести соответствующие поправки, то полученные таким путем результаты практически совпадут с нашими.

Отметим далее, что результаты, полученные Р. Хиллом для случая осадки полосы конечной высоты между гладкими плоскими бойками [51], в основном совпадают с данными В. М. Луговского, а опытные данные В. Ф. Пушкарева [25] — с данными А. И. Целикова и В. В. Смирнова (при $\frac{l}{H} < 0,7$).

В качестве побочного результата теоретическим путем получены данные о распространении пластических деформаций во

внешних зонах. Эти данные удалось проверить для заднего конца полосы экспериментально. В опытах свинцовые образцы квадратного поперечного сечения, состоявшие из двух половин, спаянных между собой сплавом Вуда по продольно-вертикальной плоскости симметрии, прокатывали со скоростью 0,14 м/сек на двухвалковом стане со стальными грубообработанными валками диаметром 86 мм. Плоскости спая образцов имели координатную сетку (размеры ячейки 4 × 4 мм). В процессе прокатки производили быстрое отключение валков стана от двигателя (стан имеет фрикционную муфту). После этого освобождали

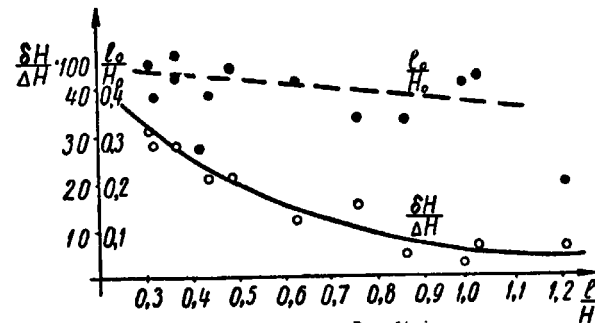


Рис. 22. Опытная зависимость $\frac{l_0}{H_0}$ и $\frac{\delta H}{\Delta H}$ от $\frac{l}{H}$

недокатанный образец, распаивали его и по искажению координатной сетки судили о распространении пластических деформаций в заднем конце полосы.

Размеры образцов и полученные опытные данные приведены в табл. 10. Как видно из этой таблицы, экспериментальные дан-

Таблица 10

Высотная утяжка и распространение пластических деформаций в задней внешней зоне при прокатке высоких полос

№ образца	H_0 мм	H_1 мм	H'_0 мм	ΔH мм	δH мм	$l = \sqrt{R\Delta H}$ мм	$\frac{l}{H}$	α рад	B_0 мм	$\frac{B_0}{l}$	$\frac{l_0}{H_0}$	$\frac{l_0}{H_0}$	$\frac{\delta H}{\Delta H} \cdot 100\%$
1	60,1	50,3	57,4	9,8	2,7	20,4	0,37	0,48	58,9	2,9	28	0,47	28
2	50,2	40,8	48,2	9,4	2,0	19,9	0,44	0,47	48,2	2,4	19	0,38	21
3	49,3	44,4	47,8	4,9	1,5	14,4	0,31	0,34	49,6	3,4	22	0,45	31
4	49,5	44,2	48,0	5,3	1,5	15,0	0,32	0,35	49,0	3,3	19	0,38	28
5	40,9	36,2	39,6	4,7	1,3	14,1	0,37	0,33	39,2	2,8	17	0,42	28
6	34,3	28,7	33,1	5,6	1,2	15,4	0,49	0,36	33,5	2,2	15	0,44	21
7	34,0	25,7	33,0	8,3	1,0	18,8	0,63	0,44	33,3	1,8	14	0,41	12
8	24,3	15,3	24,0	9,0	0,3	19,5	0,99	0,46	23,3	1,2	10	0,41	3
9	25,4	17,3	25,0	8,1	0,4	18,5	0,86	0,44	22,0	1,2	8,5	0,33	5
10	21,1	16,3	20,4	4,8	0,7	14,3	0,76	0,34	18,7	1,3	9	0,43	15
11	21,2	13,7	20,7	7,5	0,5	17,8	1,02	0,42	18,4	1,0	9	0,42	6

ные почти совпадают с теоретическими. На рис. 22 приведена кривая зависимости отношения $\frac{l_0}{H_0}$ от $\frac{l}{H}$.

Опыты показали также, что задолго до плоскости входа наблюдается утонение прокатываемой полосы. Утяжка по высоте $\delta H = H_0 - H'_0$, где H — фактическая высота сечения входа, иногда достигает 20—30% от обжатия ΔH , что также свидетельствует о том, что зона пластических деформаций не ограничивается только объемом геометрического очага, но распространяется далеко за его пределами (рис. 19).

Сведения об утяжке и о протяженности области деформаций в задней внешней зоне представлены в табл. 10.

Результаты наших опытов хорошо подтверждаются данными заводской практики.

8. ГЛУБИНА ЗОНЫ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ПРОКАТКЕ ТОЛСТЫХ ПОЛОС

На основании некоторых опытов можно сделать вывод, что при прокатке толстых полос зона пластических деформаций при определенных условиях может не охватывать срединных слоев прокатываемой полосы. Для теоретического решения этого вопроса естественно воспользоваться принципом минимума полной энергии деформации.

Рассмотрим процесс установившейся прокатки высокой полосы, когда в средней части полосы имеется жесткая недеформированная область высотой $2h_{ж}$, а прокатка происходит без вытяжки. Весь металл, обжатый по высоте, расходится в этом случае на уширение приконтактных слоев.

Схема прокатки приведена на рис. 23. Задачу будем решать в скоростях.

Примем с самого начала, что вдоль всей контактной поверхности (в направлении оси x) имеет место прилипание металла к валкам. Такое допущение не расходится со взглядами ряда исследователей, хорошо подтверждается экспериментами и для случая прокатки без вытяжки является весьма естественным [4; 12].

В связи с подобным рода допущением мощность, расходуемая на деформацию полосы, будет состоять из мощности внутренних сил в геометрическом очаге деформации N_1 (область I), мощности внутренних сил в задней внешней зоне N_2 (область II), мощности внутренних сил в передней внешней зоне N_3 (область III) и мощности контактного скольжения в направлении оси y N_4 (рис. 23).

Фактически почти все уширение контактной поверхности происходит за счет перехода на нее металла с боковой поверхности. Однако в связи с тем, что расчет мощности этого перехода затруднителен, заменяем ее эквивалентной мощностью поперечно-

го скольжения. Правомерность такой замены была исследована И. Я. Тарновским и А. А. Поздеевым [48].

Для решения этой задачи воспользуемся, как и ранее, методом Ритца. Зададимся в связи с этим следующей зависимостью продольных скоростей перемещения частиц прокатываемого металла v_x от координат:

$$v_x = v_{xk} + f(x) f'(z), \quad (I. 63)$$

где v_{xk} — скорость частиц, находящихся на контактной поверхности полосы с валками;

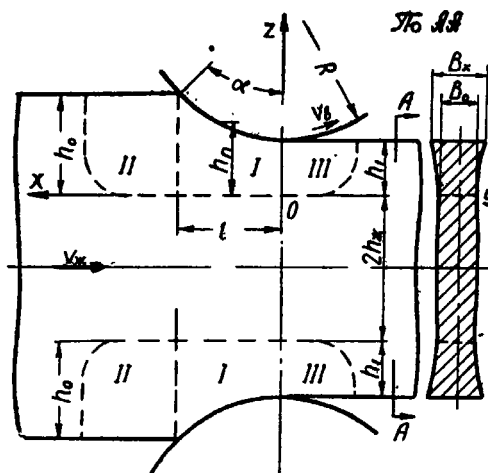


Рис. 23. Схема прокатки без вытяжки

$f(x)$ и $f'(z) = \frac{d}{dz} f(z)$ — функции соответственно от x и z , определяемые из граничных условий.

Для однозначного определения всех скоростей, в том числе и скоростей деформации, помимо равенства (I.63) и уравнения несжимаемости (I.26), необходимо по крайней мере еще одно условие. В качестве такого условия используем известное из литературы [17], равенство

$$\frac{\xi_y}{\xi_z} = a = \text{const}, \quad (I. 64)$$

пригодность которого для случаев прокатки с уширением подтверждена экспериментально, а теоретически может быть оправдана как прием некоторого обобщенного усреднения процесса уширения полосы. Постоянная a , входящая в выражение (I.64), должна быть определена из условия минимума энергии деформации.

Найдем мощность внутренних сил в геометрическом очаге деформации N_1 . Во избежание в дальнейшем каких-либо противоречий примем сразу, опираясь на принцип Сен-Венана и используя метод смягчения граничных условий, но при этом сохраняя неизменными кинематические граничные условия, что высота пластической области h_n не зависит от продольной координаты x (рис. 23).

Используя допущение о прилипании металла к валкам, из выражения (I. 63) найдем, что при $z = h_n$, т. е. на контактной поверхности, $f(z)_{z=h_n} = 0$. С другой стороны, при $z = 0$ скорость

частиц полосы должна быть равна скорости жесткого перемещения $v_{ж}$, не зависящей от абсциссы x :

$$v_x|_{z=0} = v_{ж} \neq \varphi(x).$$

Понятно, что, совершенно не ограничивая общность решения, можно записать для определенности $f'(z)|_{z=0} = 1$, тогда

$$v_x|_{z=0} = v_{ж} = v_{xk} + f(x),$$

откуда

$$f(x) = v_{ж} - v_{xk}$$

или

$$v_x = v_{xk} + (v_{ж} - v_{xk}) f'(z), \quad (I. 65)$$

где

$$f'(z)|_{z=0} = 1 \quad \text{и} \quad f'(z)|_{z=h_n} = 0.$$

Равенство (I. 64) совместно с условием несжимаемости (I. 26) дает

$$\begin{aligned} \xi_y &= a \xi_z = -\frac{a}{1+a} \xi_x, \\ \xi_z &= -\frac{1}{1+a} \xi_x. \end{aligned} \quad (I. 66)$$

Из уравнений (I. 65) и (I. 66) находим:

$$\begin{aligned} \xi_x &= v'_{xk} [1 - f'(z)], \\ \xi_y &= -\frac{a}{1+a} v'_{xk} [1 - f'(z)], \\ \xi_z &= -\frac{1}{1+a} v'_{xk} [1 - f'(z)], \end{aligned} \quad (I. 67)$$

где

$$v'_{xk} = \frac{d}{dx} v_{xk}.$$

Интегрируя соответствующие выражения по y и z , определим недостающие скорости v_y и v_z :

$$\begin{aligned} v_y &= -\frac{a}{1+a} v'_{xk} [1 - f'(z)] y, \\ v_z &= -\frac{1}{1+a} v'_{xk} [z - f(z)], \end{aligned} \quad (I. 68)$$

где опять-таки без ограничения общности положено

$$f(z)|_{z=0} = 0.$$

С помощью равенств (I.24), (I.65) и (I.68) найдем, наконец, что

$$\eta_{xy} = -\frac{a}{1+a} v_{xk}'' [1 - f'(z)]_y, \quad (I.69)$$

$$\eta_{yz} = -\frac{a}{1+a} v_{xk}' y f'(z),$$

$$\eta_{zx} = (v_{ж} - v_{xk}) f''(z) - \frac{1}{1+a} v_{xk}'' [z - f(z)],$$

где

$$v_{xk}'' = \frac{d^2}{dx^2} v_{xk} \quad \text{и} \quad f''(z) = \frac{d^2}{dz^2} f(z).$$

При $z = 0$ должно иметь место $\xi_x = \xi_y = \xi_z = \eta_{xy} = \eta_{yz} = \eta_{zx} = 0$, так как здесь деформации отсутствуют. Это возможно, если дополнительно к двум полученным ранее условиям для $f(z)|_{z=0}$, $z=0$, $f''(z)|_{z=0} = 0$.

Таким образом, получаем для $f(z)$ условия:

$$\begin{aligned} f(z)|_{z=0} &= 0 \\ f'(z)|_{z=0} &= 1, \\ f''(z)|_{z=0} &= 0, \\ f'(z)|_{z=h_{\pi}} &= 0, \end{aligned} \quad (I.70)$$

которые позволяют неизвестную нам пока функцию $f(z)$ задать в виде ряда

$$f(z) = A + Bz + Cz^2 + Dz^3.$$

Определяя коэффициенты A , B , C и D , входящие в последнее уравнение, с помощью условий (I.70) найдем

$$f(z) = z - \frac{z^3}{3h_{\pi}^2}. \quad (I.71)$$

Определим теперь скорости частиц металла на контактной поверхности — v_{xk} и v_{zk} .

В соответствии с допущением о полном прилипании, учитывая, что ось x направлена против направления прокатки, получим

$$v_{xk} = -v_b \cos \varphi = -v_b \sqrt{1 - \frac{x^2}{R^2}}.$$

С погрешностью, не превосходящей 1,1%, если $\varphi \leq 30^\circ$, можно записать

$$v_{xk} \approx -v_b \left[1 - \frac{1}{2} \frac{x^2}{R^2} \right], \quad (I.72)$$

откуда

$$v_{xk}' \approx v_b \frac{x}{R^2}; \quad v_{xk}'' \approx \frac{v_b}{R^2}. \quad (I.73)$$

Точно так же для v_{zk} получим

$$v_{zk} = -v_b \sin \varphi = -v_b \frac{x}{R}. \quad (I.74)$$

Сравнивая между собой значение v_{zk} из выражения (I.74) и значение $v_{z|z=h_{\pi}}$ из выражения (I.68) и используя при этом равенства (I.72) и (I.73), найдем

$$a = \frac{1}{3} \frac{h_{\pi}}{R} - 1. \quad (I.75)$$

Так как $\xi_y > 0$, а $\xi_z < 0$, то из уравнения (I.64) следует, что $a < 0$. Но тогда из уравнения (I.75) следует, что глубина распространения зоны пластических деформаций h_{π} не может превосходить $3R$. Этот вопрос интересен с теоретической точки зрения, но мы сейчас ограничимся рассмотрением случаев, для которых заведомо $h_{\pi} \ll 3R$ и даже только тех случаев, когда $h_{\pi} < R$.

Чтобы определить мощность N_1 , найдем зависимость ширины полосы от координат x и z . Так как процесс симметричен относительно продольно-вертикальной плоскости, ограничимся определением только полуширины полосы $b = \frac{B}{2}$ (см. рис. 23).

Воспользуемся условием постоянства объема. Обозначим текущую высоту пластической зоны через h и учтем, что h зависит от x , тогда

$$\int_0^b \int_0^h v_x dy dz = v_{ж} b_0 h_0 = \text{const.}$$

Если пренебречь зависимостью b от z и для v_x использовать выражение (I.65), в котором теперь $f(z) = z - \frac{z^3}{3h^2}$, то для определения усредненного вдоль z значения $b = b_{\pi}$ получим равенство

$$b_{\pi} = \frac{3b_0 h_0 v_{ж}}{h [v_{xk} + 2v_{ж}]}. \quad (I.76)$$

Полагая вновь, что $h = h_{\pi}$, и, кроме того, $v_{xk} \approx v_{ж}$, из этого уравнения получим

$$b_{\pi} \approx b_0 \frac{h_0}{h_{\pi}}. \quad (I.77)$$

Последнее уравнение можно получить непосредственно из условия постоянства объема, но в дальнейшем нам понадобится также уравнение (I.76).

Мощность в геометрическом очаге деформации (участок I)

$$N_1 = \tau_s \int_0^l \int_0^{b_{nc}} \int_0^{h_n} H dx dy dz. \quad (I.78)$$

Используя равенства (I.25), (I.67), (I.69), (I.71), (I.72), (I.73), (I.75), (I.76) и применяя для оценки интеграла (I.78), вследствие того, что точно он найден быть не может, неравенство В. Я. Буняковского [57], получим

$$N_1 \approx \tau_s v_b \frac{b_0 h_0 l}{R^2} \left\{ \frac{4}{15} l^2 + \frac{4}{15} l^2 \left(\frac{3R - h_n}{h_n} \right)^2 + \frac{4}{15} l^2 \left(\frac{3R - h_n}{h_n} \right) + \right. \\ \left. + \frac{R^2}{7} + \frac{4}{27} \left(\frac{3R - h_n}{h_n} \right)^2 \frac{b_0^2 h_0^2 l^2}{h_n^4} + \frac{1}{15} \frac{b_0^2 h_0^2}{h_n^2} \left(\frac{3R - h_n}{h_n} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}}. \quad (I.79)$$

Мощности N_2 и N_3 внутренних сил в областях II и III (см. рис. 23) принципиально могут быть найдены точно так же, как и мощность N_1 , но решение задачи при этом сильно усложнится, так как в него войдут два новых варьируемых параметра, характеризующих протяженность зоны пластических деформаций за пределами геометрического очага. Значительно проще эти мощности могут быть вычислены как мощности среза, расходуемые на стыках геометрического очага с соответствующими внешними зонами [48].

Для области II (см. рис. 23)

$$v_l = 0, \quad v_r = \left(\sqrt{v_z^2 + v_y^2} \right) \Big|_{x=l}.$$

Скорости v_z и v_y при $x = l$ могут быть определены из выражений (I.68), если в них считать, что

$$f(z) = z - \frac{z^3}{3h_0^2}.$$

Тогда

$$N_2 \approx \tau_s \int_0^{b_{c0}} \int_0^{h_0} \left(\sqrt{v_z^2 + v_y^2} \right) \Big|_{x=l} dy dz, \quad (I.80)$$

где b_{c0} — среднее вдоль оси z значение ширины полосы в плоскости входа.

Величину b_{c0} найдем из равенства (I.76), полагая $h = h_0$:

$$v_{xk} \Big|_{x=l} \approx v_{ж},$$

откуда $b_{c0} \approx b_0$.

Снова используя для вычисления интеграла (I.80) неравенство В. Я. Буняковского, получим

$$N_2 \approx \frac{1}{3} \tau_s v_b \frac{l}{R^2 (1+a)} b_0 h_0^2 \sqrt{\frac{1}{7} + \frac{3}{5} a^2 \left(\frac{b_0}{h_0} \right)^2}. \quad (I.81)$$

Для области III (см. рис. 23) $v_z = 0$;

$$v_l = \left(\sqrt{v_z^2 + v_y^2} \right) \Big|_{x=0}.$$

Если в выражении (I.68) положить $x = 0$, то вследствие того, что при этом $v'_{xk} = v_b \frac{x}{R} = 0$, $v_z = 0$ и $v_y = 0$, получим $v_l = 0$, поэтому

$$N_3 = 0. \quad (I.82)$$

Мощность поперечного скольжения, эквивалентная мощности напыла металла с боковых поверхностей на контактные, определится из уравнения, аналогичного уравнению (I.29), где скорость скольжения, очевидно, равна

$$v_{ск} = v_y \Big|_{z=h_n}.$$

Для определения v_y используется выражение (I.68).

Примем $t = \rho \tau_s$,

где ρ — коэффициент, характеризующий величину сил трения на контактной поверхности; $0 \leq \rho \leq 1,0$ [48].

Обозначим среднее по дуге захвата значение половины ширины контактной поверхности через $b_{к.с.}$, тогда

$$N_4 = \rho \tau_s \int_0^l \int_0^{b_{к.с.}} v_y \Big|_{z=h_n} dx dy. \quad (I.83)$$

Определим $b_{к.с.}$.

Из выражения (I.68) для v_y после подстановки в него значения $f(z)$ по уравнению (I.71) получим

$$v_y = -\frac{a}{1+a} v'_{xk} \frac{z^2}{h_n^2}.$$

Очевидно, что зависимость ширины полосы от $\frac{z}{h_n}$ должна быть такой же, т. е.

$$b_c = b_0 + M \frac{z^2}{h_n^2}, \quad (I.84)$$

где M — коэффициент.

Усредняя далее ширину полосы также и по высоте, получим

$$b_{п.с.} \approx \frac{1}{h_n} \int_0^{h_n} b_c dz. \quad (I.85)$$

Определяя $b_{п.с.}$ из выражений (I.84) и (I.85) и сравнивая найденное значение со значением по равенству (I.76), найдем вели-

чину коэффициента M ; подставляя ее в выражение (I.84) при $z = h_n$, получим

$$b_{к-с} \approx b_0 \left(3 \frac{h_0}{h_n} - 2 \right). \quad (I.86)$$

Используя теперь выражения (I.83), (I.68), (I.71) и (I.86), определим

$$N_4 = \frac{1}{4} \rho \tau_s v_s b_0^2 \alpha^2 \left(\frac{3R - h_n}{h_n} \right) \left(3 \frac{h_0}{h_n} - 2 \right)^2. \quad (I.87)$$

Таким образом, получили все составляющие мощности, сумма которых определяет полную мощность деформации

$$N_{\Sigma} = N_1 + N_2 + N_3 + N_4.$$

Как видно из уравнений (I.79), (I.81), (I.82) и (I.87), полная мощность прокатки N_{Σ} включает в себя только один варьируемый параметр h_n , или, что то же, a . При этом $h_0 = h_n + \frac{\Delta H}{4}$, где

$\Delta H \approx R\alpha^2$. Этот единственный параметр в соответствии с принципом минимума полной энергии деформации определяется по уравнению, аналогичному уравнению (I.35)

$$\frac{\partial N_{\Sigma}}{\partial h_n} = 0.$$

Непосредственное решение этого уравнения чрезвычайно затруднительно, поэтому пришлось воспользоваться численными методами.

В результате значения параметра h_n были получены в виде функции

$$h_n = F(b_0, R, \alpha, \rho).$$

Анализ результатов показал, что влияние коэффициента ρ на величину h_n весьма мало, хотя, вообще говоря, чем больше ρ , тем больше h_n . Так как нас прежде всего интересовала максимальная величина h_n , то для определенности остановились на значении $\rho = 1,0$. Дальнейшая обработка результатов по методу наименьших квадратов позволила получить простую формулу для определения глубины очага пластической деформации (на сторону)

$$h_n = 1,5 \sqrt{B_0 l}, \quad (I.88)$$

где B_0 — полная начальная ширина полосы.

Из уравнения (I.88) легко получить и коэффициент охвата поперечного сечения полосы пластическими деформациями Π

$$\Pi = \frac{2h_n}{H} = 3 \sqrt{\frac{B_0}{H} \cdot \frac{l}{H}}. \quad (I.89)$$

Из формул (I.88) и (I.89) следует, что глубина зоны пластических деформаций тем меньше, чем меньше отношение $\frac{B_0}{H}$ или $\frac{l}{H}$, что вполне понятно, так как уменьшение величины $\frac{B_0}{H}$, при прочих равных условиях, создает более благоприятные условия для развития уширения полосы; уменьшение же отношения $\frac{l}{H}$, увеличивая неравномерность деформации по высоте, благоприятствует локализации зоны пластических деформаций у контактных поверхностей.

Опытная проверка полученных нами формул была проведена на образцах, изготовленных из алюминия, меди и стали марки Ст. 3.

Опытные и расчетные данные помещены в табл. 11.

Таблица 11

Результаты опытов по прокатке без вытяжки

Материалы	B_0 , мм	L_0 , мм	H_0 , мм	H_1 , мм	Количество пропусков	Обжатие за пропуск, мм	$l = \sqrt{R\Delta H}$	L'_0 , мм	L'_1 , мм	$\Delta L'$, мм	h_n , мм	
											замеренное	расчетное
Сталь марки Ст. 3	11,0	155	70,6	65,8	10	0,48	4,5	49,56	49,59	0,03	10	10,6
	10,8	155	70,5	64,7	30	0,19	2,8	53,41	53,47	0,06	9	8,3
	11,1	160	70,6	67,0	10	0,36	3,9	48,92	48,96	0,04	9	9,8
	14,2	175	70,2	65,6	50	0,09	2,0	49,54	49,59	0,05	9	8,0
Медь	8,8	150	66,7	61,6	11	0,46	4,4	49,54	49,68	0,14	9	9,3
	11,6	150	64,5	62,8	9	0,19	2,8	43,42	53,47	0,05	10	8,6
Алюминий	13,3	150	64,0	61,2	11	0,25	3,2	53,76	53,88	0,12	10	9,8
	9,6	150	69,8	65,0	1	4,8	14,2	50,47	50,83	0,36	20	17,5
	14,2	150	69,6	66,0	1	3,6	12,3	50,54	50,75	0,21	20	19,8

Примечание. L'_0 и L'_1 — база для замера вытяжки образца до и после прокатки $\Delta L' = L'_1 - L'_0$.

Прокатка образцов производилась на стане с валками диаметром 85 мм, имевшими шероховатую сухую поверхность, с обжатиями за пропуск 0,1—0,5 мм. На боковых поверхностях всех образцов была нанесена координатная сетка.

Судить о глубине зоны пластических деформаций оказалось наиболее удобным по искривлению вертикалей.

При анализе опытов следует иметь в виду, что все наши выводы были сделаны для жестко-пластического тела. Трудно бы-

ло бы ожидать точного совпадения опытных и расчетных данных для тех металлов, которые по своим свойствам сильно отличаются от идеальнопластического тела.

В связи с этим необходимо отметить, что в средней части высоты полосы, благодаря наличию остаточных взаимно уравновешенных напряжений и проявлению вязких свойств металла, были отмечены остаточные удлинения, но очень малые по своей величине. Как видно из табл. 11, у стальных образцов абсолютное удлинение $\Delta L'$ составило 0,03—0,06 мм для участка длиной около 50 мм или 0,06—0,12% при суммарном обжатии 7—8%, у алюминиевых образцов удлинение достигает 0,24—0,72%, а у свинцовых или стальных, нагретых до высоких температур, эти величины возрастают еще больше.

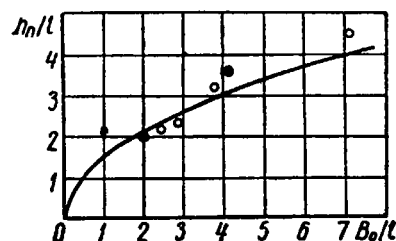


Рис. 24. Глубина зоны пластических деформаций при прокатке без вытяжки (по опытным и расчетным данным):
○ — Ст. 3; ● — медь

На рис. 24 представлено сравнение опытных и расчетных данных о глубине распространения пластических деформаций для стальных и медных образцов. Как видно из данных рис. 24, кривая, построенная по формуле (1.88), достаточно удовлетворительно подтверждается опытными данными.

В практических условиях прокатка без вытяжки имеет место, например, в ребровом пропуске при прокатке слябов на блюминге, при обжатии кромок листового раската между вертикальными валками и в некоторых других случаях.

При обычных же условиях прокатки на обжимных станах $\left(\frac{B_0}{H}\right)_{\min} \approx 0,7—1$ и наименьшее значение фактора формы $\frac{l}{H}$ необходимое для полного охвата поперечного сечения полосы пластической деформацией, в соответствии с формулой (1.89) составляет $\left(\frac{l}{H}\right)_{\min} = 0,1$.

Таким образом, при прокатке на обжимных станах зона пластической деформации, как правило, охватывает все поперечное сечение прокатываемой полосы, так как обычно $\frac{l}{H} > 0,1$. Вообще, при наличии вытяжки все поперечное сечение полосы в очаге деформации находится в пластическом состоянии.

9. ОПРЕДЕЛЕНИЕ УСИЛИЙ И МОЩНОСТИ ПРОКАТКИ НА БЛЮМИНГЕ ПО КРИВЫМ РАСХОДА ЭНЕРГИИ

С известной степенью точности усилие и мощность прокатки на блюминге могут быть определены по экспериментальным кривым расхода энергии. Обычно кривые удельного расхода энергии строятся в зависимости от общей вытяжки (рис. 25). В соответствии с данными рис. 25 удельный расход энергии за один какой-либо пропуск может быть найден в виде разности двух ординат W_0 и W_1 , отвечающих абсциссам общей вытяжки до данного пропуска и после него,

$$\Delta W = W_1 - W_0.$$

Общий расход работы (в кгм) за данный пропуск составит

$$W = 75 \cdot 3600 (W_1 - W_0) G, \quad (1.90)$$

где G — вес прокатываемой полосы.

Расход энергии при прокатке определяется обычно по нагрузке двигателя, поэтому кривые расхода энергии включают в себя, помимо расхода энергии на пластическую деформацию, также расход энергии на преодоление трения в механизмах стана, но за вычетом потерь на холостой ход.

Если по найденному таким способом расходу энергии определить момент, то последний, как известно [39], будет представлять сумму моментов

$$M_{\text{пр}} + M_{\text{тр}} = \frac{75 \cdot 3600 (W_1 - W_0) G D}{2L} \text{ кгм}, \quad (1.91)$$

где $M_{\text{пр}}$ — момент прокатки, требующийся для осуществления пластической деформации металла;

$M_{\text{тр}}$ — момент дополнительных сил трения, возникающих при прокатке в подшипниках валков, передаточном механизме и т. д.;

D — катающий диаметр валков;

L — длина полосы после пропуска.

Так как

$$G = FL\gamma,$$

где F — площадь поперечного сечения раската (после пропуска), м^2 ;

γ — удельный вес металла, т/м^3 ,

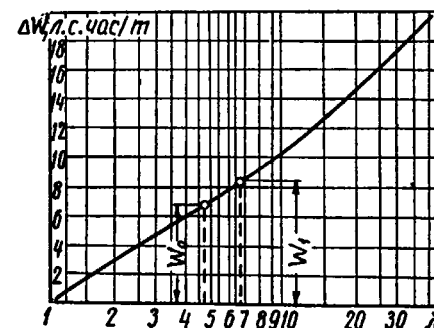


Рис. 25. Расход энергии при прокатке на блюминге [39]

то формулу (I.91) можно записать в виде

$$M_{\text{пр}} + M_{\text{тр}} = 135 (W_1 - W_0) \gamma FD. \quad (\text{I.92})$$

Кроме того, [39]

$$M_{\text{пр}} = 2Pl\psi; \quad M_{\text{тр}} = \frac{1}{\eta i} Pd\mu_1 + M_{\text{пр}} \left(\frac{1}{\eta} - 1 \right) \frac{1}{i}, \quad (\text{I.93})$$

где η — коэффициент полезного действия передачи от двигателя к валкам;

i — передаточное число передачи;

d — диаметр шеек подшипников валков;

μ_1 — коэффициент трения в подшипниках.

Обычно у современных блюмингов $i = 1$, тогда найдем

$$M_{\text{тр}} = \frac{P}{\eta} [d\mu_1 + 2(1 - \eta)l\psi]. \quad (\text{I.94})$$

Подставляя равенства (I.93) и (I.94) в уравнение (I.92), получим

$$\frac{P}{\eta} [d\mu_1 + 2l\psi] = 135 (W_1 - W_0) \gamma FD,$$

откуда давление металла на валки

$$P = \frac{135 (W_1 - W_0) \gamma FD \eta}{d\mu_1 + 2l\psi} \text{ м.} \quad (\text{I.95})$$

Зная полное давление металла на валки, легко найти среднее удельное давление p_c и мощность прокатки.

Мощность, расходуемая на прокатку,

$$N = \frac{540 (W_1 - W_0) \gamma F l v_{\text{в}} \psi \eta}{d\mu_1 + 2l\psi} \text{ мм/сек}$$

или

$$N = 7200 (W_1 - W_0) \gamma \frac{F l v_{\text{в}} \psi \eta}{d\mu_1 + 2l\psi} \text{ л. с.}, \quad (\text{I.96})$$

если $(W_1 - W_0)$ измеряется в л. с. час/т; γ — в т/м³, F — в м² и $v_{\text{в}}$ — в м/сек.

ГЛАВА II

ДЕФОРМАЦИЯ МЕТАЛЛА ПРИ УСТАНОВИВШЕМСЯ ПРОЦЕССЕ ПРОКАТКИ

10. МЕТОДЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ИЗУЧЕНИЯ ДЕФОРМАЦИИ МЕТАЛЛА

Важность и практическая необходимость изучения вопроса о распределении деформации по объему очага деформации прокатываемого металла общеизвестна. Отметим только, что большая потребность в получении сведений относительно характера деформированного состояния металла не только при прокатке, но и вообще в различных процессах обработки металлов давлением обусловила создание соответствующих специальных методов.

К настоящему времени известно уже довольно много различных методов, предложенных для исследования течения металла и распределения деформаций. Рассмотрим некоторые из них, относящиеся к изучению процессов прокатки.

Одним из наиболее ранних исследований явился опыт, проведенный в 1883 г. А. Холленбергом, наблюдавшим течение металла при горячей прокатке полос из сварочного железа. Техника эксперимента заключалась в том, что в полосе, посередине ее ширины, просверливали вертикальные отверстия, в которые затем запрессовывали стержни из того же металла. Автор ограничился лишь констатацией того, что стержни в процессе прокатки искривились в направлении, противоположном движению полосы.

Н. Мец улучшил методику А. Холленберга, заменив гладкие стержни винтами, что дало возможность по изменению шага винта судить о распределении деформаций по высоте полосы. Кроме того, на боковых поверхностях полосы наносили прямоугольные координатные сетки.

Применение стержней и винтов для изучения неравномерности деформации позже было неоднократно повторено.

Как показывает опыт, методику, основанную на использовании винтов или стержней, вставленных в просверленные отверстия, нельзя считать вполне пригодной для изучения течения металла при прокатке и тем более распределения деформации.

Крупный недостаток этого метода заключается в нарушении сплошности прокатываемого металла, что не может не отразиться на характере деформации самих винтов, даже если они изготовлены из того же металла, что и полоса.

В. Л. Павлов и Н. П. Спиридонов [57] попытались недавно улучшить описанную выше методику стержней и устранить присущие ей недостатки. С этой целью они разработали «метод составных стержней», в соответствии с которым вместо винтов Н. Меца ими были использованы специальные составные стержни, представлявшие собой шпильки с набранными на них калиброванными по толщине шайбами, стягиваемыми с двух сторон гайками. Полученные таким образом стержни обтачивали и забивали в отверстия, просверленные в слитках в вертикальном и горизонтальном направлениях, при этом обеспечивали тугую посадку стержней в отверстиях. Авторы методики разработали специальные меры по обеспечению сваривания шайб с прокатываемым металлом и предотвращению сваривания шайб между собой. О деформациях судили по изменению размеров шайб, изменению шага нарезки винта при деформации в методе Н. Меца в описываемом методе соответствует изменение толщины шайб.

«Метод составных стержней» был применен для исследования процесса прокатки слитков на блюминге 1150 завода им. Дзержинского [58]. Исследователи нашли, что метод вполне пригоден для изучения процесса деформации металла в заводских условиях. К сожалению, авторы работы недостаточно полно описали условия и результаты своих экспериментов. Поэтому судить о точности и надежности результатов экспериментов, проведенных по указанной методике, пока преждевременно.

В опытах В. Тринкса и Г. Ункеля были использованы составные заготовки, скрепленные болтами или спаянные лишь в отдельных точках. В опытах В. Тринкса бороздки, образованные резцом, заполнялись краской, а в опытах Г. Ункеля — сплавом, отличным от металла образца. Плохое крепление, грубое нарушение сплошности, неоднородность заготовок и стремление каждой части заготовки к самостоятельной деформации не позволяют считать надежными результаты этих опытов. Наконец, изучение деформированной координатной сетки после прокатки не дает возможности изучить ход процесса деформации в валках.

В последнее время был проведен ряд новых исследований, посвященных изучению деформации металла при прокатке. В этих исследованиях преимущественно использована методика, основанная на нанесении рисок или координатных сеток на контактных и боковых поверхностях полосы. Так, в работах М. Л. Зарощинского приводятся экспериментальные данные прокатки образцов, изготовленных из стали марки 10. Посередине ширины образцов на расстоянии 10 мм один от другого ввинчивали винты диаметром 4,5 мм; на боковых гранях наносили вертикаль-

ные риски или координатные сетки. Такие же риски глубиной 1,0 мм были нанесены на контактных поверхностях образцов на расстоянии 3,0 мм одна от другой.

О характере и распространении деформации судили по искривлениям винтов и риск на боковых гранях; протяженность зоны прилипания устанавливали путем измерения расстояний между рисками на контактной поверхности очага деформации на заторможенной в валках полосе.

Оригинальная методика исследования распределения продольных скоростей в очаге деформации при прокатке образцов из алюминиевых сплавов Д16 и АМц была использована О. Г. Музалевским [59], впервые применившим метод скоростной киносъемки (64 кадра в секунду).

На боковой поверхности образцов наносили координатную сетку, а торцовая поверхность бочки валков была снабжена шкалами с делениями, нанесенными в радиальном направлении. На основании полученных результатов были построены эпюры продольных скоростей в различных вертикальных сечениях. Протяженность зоны продольного прилипания определяли путем измерения взаимных смещений точек на поверхности полосы (координатная сетка) и на торцах валков (радиальные деления шкалы).

Такая же методика была затем применена и А. И. Колпашниковым [60].

Изучение течения металла на контактной и боковой поверхности не дает возможности судить о кинематике процесса внутри очага деформации. Картина же на боковой поверхности, вследствие явления уширения, сопровождаемого, кроме того, переходом металла с боковой поверхности на контактную, не соответствует характеру течения металла на большей части ширины полосы.

Весьма интересна методика изучения распределения скоростей по высоте в данном поперечном сечении очага деформации при прокатке, разработанная Т. М. Голубевым [61, 62]. Пользуясь специальным прибором оригинальной конструкции, автор изучал движение отдельных слоев металла на боковой поверхности свинцовых образцов высотой 14 мм и шириной 7,16 и 30 мм. Прокатка проводилась в валках диаметром 80 мм с полированной, грубо обработанной и насеченной поверхностями при окружной скорости валков 17,5 мм/сек. Прибор позволил графически изобразить движение точек образца, взятых на различной высоте в одной плоскости поперечного сечения.

Анализ опытных диаграмм дал возможность построить эпюры распределения скоростей на боковой поверхности образца при прокатке с различными обжатиями. Описанный выше метод позволил также установить факт наличия зоны продольного прилипания.

Для определения границ зоны прилипания на контактной по-

верхности Т. М. Голубевым были разработаны два других метода.

Исследуя формоизменение металла в процессе прокатки, О. Г. Музалевский предложил в 1958 г. новый метод [63], основанный на изучении изменения размеров и формы перемычки, полученной в исследуемых образцах, просверленных по схеме, представленной на рис. 26. Весь процесс прокатки снимался на киноплёнку.

С помощью этой методики уже получены первые результаты. Однако методика требует тщательной и широкой проверки, по-

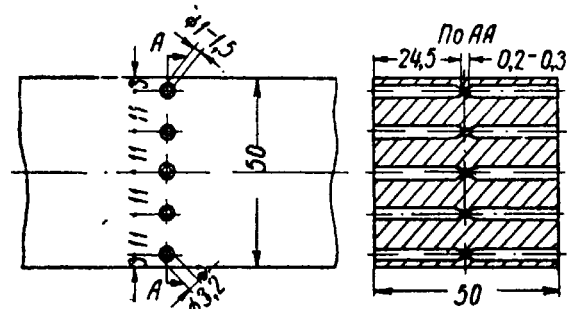


Рис. 26. Образец для исследования внутреннего течения металла в опытах О. Г. Музалевского [63]

скольку неясно, какие искажения вносятся в процесс из-за сквозного просверливания образцов.

А. И. Колпашников и И. И. Иванов при изучении течения металла в очаге деформации при прокатке алюминия применяли метод рекристаллизованного зерна, заключающийся в том, что образцы, вырезанные из холоднокатаной полосы и отожженные при температуре рекристаллизации, прокатывали с затормаживанием в валках. После этого производили рекристаллизационный отжиг, изготавливали макрошлифы и изучали характер распределения макроструктуры по сечению образца [64]. Таким методом авторы изучали распространение деформаций при прокатке.

В последние годы И. М. Павлов разработал несколько экспериментальных методов изучения взаимного смещения металла прокатываемой полосы относительно поверхности валков [65]. Однако эти методы пригодны только для изучения перемещений на контактных поверхностях и пользуясь ими необходимо, очевидно, опыты проводить применительно к разнообразным случаям прокатки, в частности, когда отношение $\frac{l}{H}$ равно 0,2—0,6, как это имеет место при прокатке крупных слитков на блюминге.

Значительный интерес и большие возможности открывает ис-

пользуемая нами методика [4]. По этой методике образцы состояются из отдельных свинцовых пластин определенной толщины, спаянных между собой прослойками сплава Вуда, в результате чего получается «слоистый» образец.

После остановки в валках образец разрезают так, чтобы в плоскости разреза были видны границы между отдельными слоями, затем поверхность разреза травят и измеряют толщину каждого слоя.

Указанная методика позволяет исследовать распределение высотных деформаций внутри образца в любой вертикальной плоскости, параллельной или перпендикулярной направлению прокатки, а также в любой горизонтальной плоскости; сплошность образца при этом не нарушается.

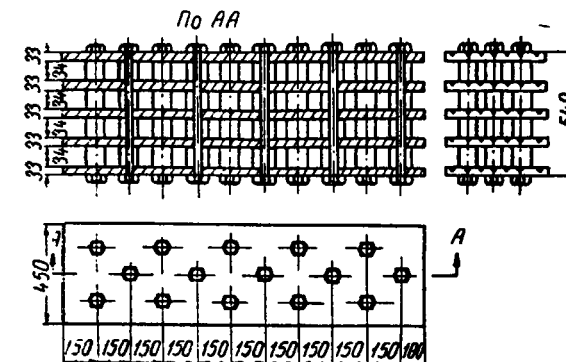


Рис. 27. Схема каркаса

Проверочные опыты показали, что характер деформации ни в качественном, ни в количественном отношении не отличается от деформации сплошного образца тех же размеров.

При дальнейшем совершенствовании этой методики была доказана возможность расположения координатной сетки в любом сечении внутри заготовки и с любой ориентировкой плоскости с координатной сеткой. Это открыло большие возможности в экспериментальном изучении течения металла при прокатке в любой точке объема очага деформации без какого-либо нарушения сплошности заготовки.

Значительная часть наших опытов была выполнена с помощью метода координатных сеток [4]. При применении этого метода свинцовая полоса делается разъемной по плоскостям, в которых изучается деформация. В плоскости разреза делительной машинкой наносится координатная сетка, затем части полосы соединяют сплавом Вуда. Слой сплава толщиной 0,05—0,06 мм наносится по всей плоскости разреза, включая и место, где нанесена координатная сетка. В результате получается

сплошной образец, правда, с тонкой прослойкой сплава Вуда в плоскости разъема. После проведения испытаний полосу нагревают до температуры плавления сплава Вуда и она распадается по плоскости спая. Сплаз Вуда тщательно удаляют и после охлаждения полосы координатную сетку замеряют.

По нашему мнению, метод координатной сетки дает достаточно точное количественное представление о распределении деформации во всем деформируемом объеме.

Для исследования деформации металла при прокатке непосредственно в заводских условиях мы, по существу, также пользовались методом координатных сеток. С этой целью в опытах были использованы специально подготовленные

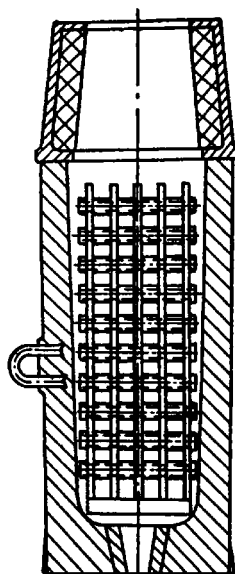


Рис. 28. Схема установки каркаса в изложнице

специально подготовленные

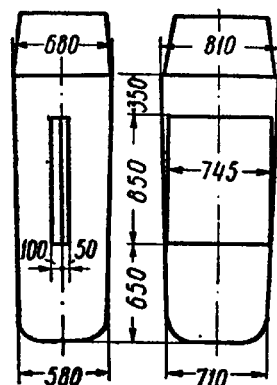


Рис. 29. Установка сляба в изложнице

крупные стальные слитки. При отливке таких слитков в изложницу вставляли каркас (рис. 27) из пластин, расстояние между которыми может регулироваться с помощью толстостенных распорных трубок, надетых на стяжные болты (рис. 28). На пластины наносили продольные риски, по изменению расстояния между которыми судили о поперечных деформациях металла при прокатке. Высотную деформацию определяли по изменению расстояний между пластинами каркаса.

Многочисленные специальные опыты позволили определить оптимальные параметры процесса изготовления слитков. Во избежание расплавления пластин их толщина должна составлять 30—35 мм; температура заливаемой стали (по термопаре погружения) 1600 °С. Полный вес каркаса в опытах составлял примерно 1000 кг. Химический состав заливаемой стали и стали, из которой были изготовлены детали каркаса, подбирался одинаковым.

При изучении распределения продольной и высотной деформации по объему прокатываемой полосы слитки готовили также и следующим образом: в изложницу вставляли сляб с нанесенной на одной из его поверхностей координатной сеткой. Сляб ориентировали так, чтобы поверхность его с координатной сеткой совпадала с продольно-вертикальной плоскостью симметрии слитка (рис. 29). Соответствующие коэффициенты деформации определяли по искажению ячеек координатной сетки.

Проверочные опыты показали, что в слитках, изготовленных как по первому, так и по второму способу, обеспечивалось хорошее сваривание заливаемого металла с пластинами каркаса (или слябом) и процесс деформации протекал так же, как и в обычных слитках.

Не останавливаясь на характеристике других методов исследования процессов деформации металла при прокатке, отметим только, что весьма многообещающим является, по нашему мнению, метод, основанный на использовании меченых атомов, а также методы, опирающиеся на возможности порошковой металлургии.

11. ДЕФОРМАЦИЯ МЕТАЛЛА ПРИ ПРОКАТКЕ ТОЛСТЫХ ПОЛОС

Выше мы уже останавливались на том, что учет неравномерности распределения деформаций и напряжений по объему очага деформации имеет исключительно важное значение при разработке рациональных режимов прокатки слитков на обжимных станах, а также для обеспечения надлежащего качества прокатной продукции. Неравномерность деформаций имеет определенное значение и в других процессах прокатки, поэтому естественно, что исследователи уже давно стремились получить глубокие и надежные сведения о деформированном и напряженном состоянии металла, находящегося в очаге деформации. С этой целью преимущественно изучалась неравномерность высотных деформаций, полученная в результате прокатки. Несколько реже изучалась неравномерность распределения высотной деформации по ходу процесса. Для этого обычно использовали недокаты, а об особенностях процесса судили по поведению боковой поверхности раскатов [59; 60]. Известны также работы, в которых исследовалось распределение деформации внутри очага деформации. Лишь сравнительно недавно появились работы, в которых неравномерность деформации исследуется уже по ходу процесса без торможения валков [61; 63].

Рассмотрим кратко некоторые из экспериментальных работ, посвященных изучению неравномерности деформации при прокатке, а также результаты наших исследований. Остановимся на вопросах о распределении деформаций по объему очага деформации (высотная, продольная и поперечная деформации), о соотношении между физическим и геометрическим очагами деформации, об опережении при прокатке и о форме и положении

критического (нейтрального) сечения. Вопрос о полном уширении металла при прокатке ввиду его особого практического значения будет рассмотрен отдельно в следующем параграфе.

Распределение деформации при прокатке. Практика прокатки и имеющиеся литературные данные со всей определенностью указывают на то, что при прокатке толстых полос распределение деформации металла по объему очага деформации в ряде случаев (ниже мы увидим, что это имеет место при $\frac{l}{H} < 0,6—0,7$) характеризуется значительной неравномерностью. Наиболее простым и в то же время наиболее наглядным проявлением этой неравномерности является неравномерное уширение прокатываемого металла по высоте раската. Но неравномерное распределение уширения металла по высоте — это только одно, хотя и наиболее заметное следствие общей неравномерности распределения деформации по очагу деформации.

Продольная прокатка металла связана с уменьшением размеров раската по высоте, т. е. с деформацией сжатия в этом направлении. Целый ряд исследований позволил установить, что при прокатке высоких полос наибольшие высотные деформации сосредоточиваются в основном в зонах, примыкающих к контактным поверхностям валков, а по мере приближения к центральным слоям раската эти деформации постепенно уменьшаются. Отмеченная особенность в распределении деформаций была обнаружена еще Н. Мецем и впоследствии неоднократно подтверждена во многих исследованиях.

Указанная особенность признается, по-видимому, всеми прокатчиками, что дает нам право не останавливаться на подробном анализе соответствующих литературных данных. Отметим только, что, вследствие недостаточной точности методов, использованных в опытах, результаты экспериментов, описанных в литературе, позволяют получить лишь качественную картину явления.

При проведении опытов по изучению неравномерности деформации нами был использован описанный выше метод координатных сеток. Опыты были проведены как в лабораторных условиях, так и непосредственно в заводских условиях — на блюминге Нижне-Тагильского металлургического комбината (НТМК).

Для последующего изложения напомним применяемые ниже понятия о местных и нарастающих деформациях. Как уже было показано [4], высотная, продольная и поперечная деформации какого-либо элемента прокатываемой полосы (рис. 30) постепенно увеличиваются (нарастают) по мере прохождения этого элемента через очаг деформации. Обозначим размеры рассматриваемого элемента до деформации через h_0 , b_0 , l_0 , после деформации h_1 , b_1 , l_1 и в любой момент деформации — через h_x , b_x , l_x . Так как перекосами рассматриваемого элементарного параллелепипеда

можно пренебречь, то условие постоянства объема для него будет иметь вид

$$h_0 b_0 l_0 = h_1 b_1 l_1 = h_x b_x l_x. \quad (II.1)$$

Коэффициенты деформации параллелепипеда после выхода его из зоны деформаций

$$\frac{1}{\eta} = \frac{h_0}{h_1}; \quad \beta = \frac{b_1}{b_0}; \quad \lambda = \frac{l_1}{l_0}, \quad (II.2)$$

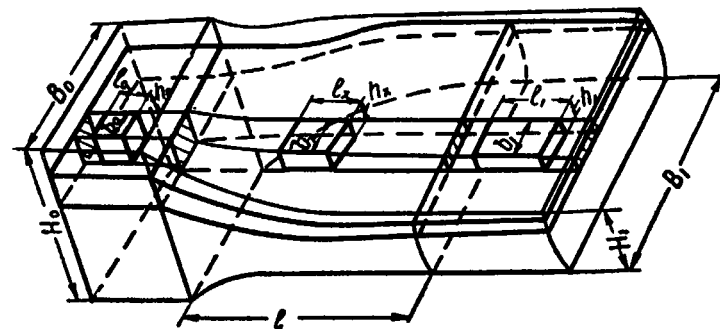


Рис. 30. Схема деформации элемента полосы при прокатке

а в любой данный момент

$$\frac{1}{\eta_x} = \frac{h_0}{h_x}; \quad \beta_x = \frac{b_x}{b_0}; \quad \lambda_x = \frac{l_x}{l_0}, \quad (II.3)$$

где $\frac{1}{\eta}$ — коэффициент обжатия;

β — коэффициент уширения и

λ — коэффициент вытяжки.

Если под нарастающей деформацией понимать общую деформацию рассматриваемого параллелепипеда от начала деформации до некоторого момента, то равенства (II.3) и выражают коэффициенты нарастающей деформации.

Под местной же деформацией следует понимать относительное изменение нарастающей деформации при перемещении элемента в продольном направлении на малую величину.

В дальнейшем будут иметься в виду нарастающие деформации. Там же, где будет использовано понятие о местной деформации, это будет оговорено особо.

Отношение $\frac{l}{H}$ в опытах составляло 0,30—0,41. Свинцовый образец состоял из частей, спаянных сплавом Вуда по продольно-вертикальным и горизонтальным плоскостям разъема. Координатную сетку наносили при помощи делительной машинки как на плоскости разъема, так и на контактных поверхностях. Нара-

стающие деформации по двум направлениям определяли по изменению размеров ячеек координатной сетки; деформацию в третьем направлении определяли из условия постоянства объема

$$\lambda_x \beta_x \gamma_x = 1. \quad (II.4)$$

Методика проведения опытов и обработки опытных данных была подробно описана ранее [4].

На рис. 31 дана схема расположения отдельных элементов поперечного сечения полосы (*A, B, C, D* и т. д.), нарастающая объемная деформация которых рассматривается ниже. Как видно из

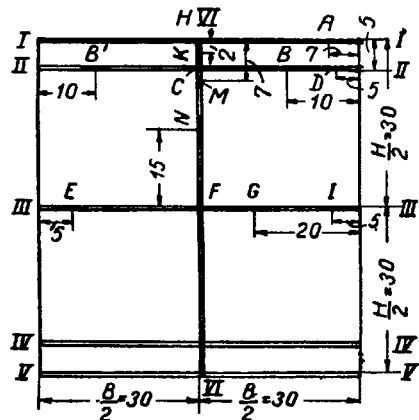


Рис. 31. Схема расположения элементов поперечного сечения прокатываемой полосы

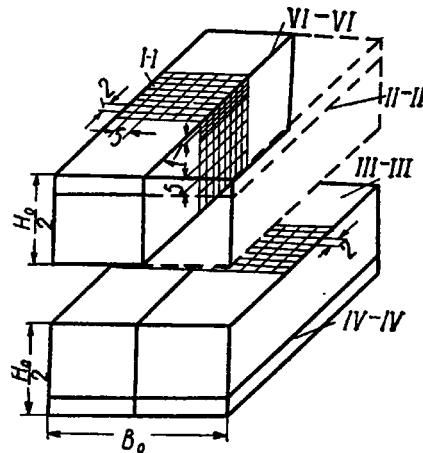


Рис. 32. Расположение координатных сеток на различных поверхностях

этого рисунка, имеется горизонтальная плоскость разреза *III—III*, проходящая через середину высоты полосы (горизонтальная плоскость симметрии), две горизонтальные плоскости разреза *II—II* и *IV—IV*, расположенные на расстоянии 5 мм от контактных поверхностей, две контактные поверхности *I—I* и *V—V* и одна продольно-вертикальная поверхность *VI—VI*, проходящая через середину ширины полосы (вертикальная плоскость симметрии).

Расположение координатных сеток и начальные размеры их ячеек на различных поверхностях показаны на рис. 32.

На рис. 33 даны кривые высотной, продольной и поперечной нарастающих деформаций элемента *A*, расположенного на контактной поверхности на расстоянии 7 мм от боковой поверхности полосы, после прокатки с обжатием 8 мм, или 13,3%. Из данных рис. 33 видно, что даже у элемента, расположенного достаточно близко к краю ширины, имеется большой участок прилипания (горизонтальные участки кривых). Пластическая деформация

элемента *A* начинается значительно ранее входа металла в валки. Более того, участки кривых нарастающих коэффициентов обжатия и вытяжки до плоскости входа в валки показывают, что деформация элемента *A* до входа в валки очень велика и составляет около 75% всей деформации этого элемента за пропуск. В области выхода металла из валков получены максимумы кривых, которые характерны больше всего для контактных и приконтактных слоев. Очевидно, что эти максимумы кривых связаны с выравниванием продольных деформаций различных элементов поперечного сечения полосы за линией выхода металла из валков в связи с наличием переднего жесткого конца полосы.

Рассмотрим деформацию элементов *F, G, I*, расположенных в горизонтальной плоскости *III—III* (см. рис. 31). Кривые нарастающих высотной, поперечной и продольной деформаций этих элементов представлены на рис. 34—36. Из этих рисунков видно, что граница фактического очага пластической деформации по всей ширине среднего по высоте горизонтального слоя металла расположена на большом расстоянии от геометрической плоскости входа металла в валки. Расстояние от начальной границы фактического очага пластической деформации до плоскости входа металла в валки составляет 50—60% длины геометрического очага деформации, причем высотная и продольная деформации до входа в валки имеют тот же знак, что и во всем очаге деформации, т. е. увеличение длины и уменьшение толщины.

Далее рассмотрим деформацию элементов *B, C* и *D* плоскости *II—II*, расположенной на расстоянии 5 мм (или примерно 17% половины высоты полосы) от контактной поверхности. Элемент *C* расположен посередине ширины горизонтального слоя *II—II*; центр элемента *B* расположен на расстоянии 10 мм от боковой поверхности, или, 1/3 половины ширины образца; центр элемента *D* расположен на расстоянии 5 мм от боковой поверхности, или 1/6 половины ширины полосы. На рис. 37 показаны кривые высотной, продольной и поперечной нарастающих деформаций для рассматриваемых элементов.

Отметим особенности деформации слоя *II—II*. Наиболее важной из них является наличие большого уширения, особенно у эле-

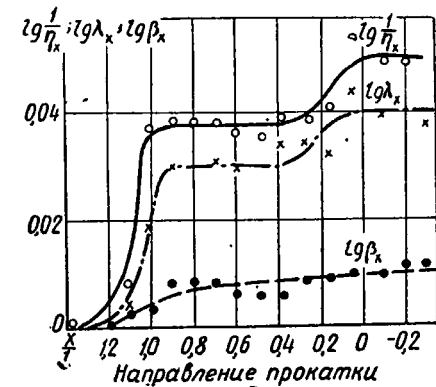


Рис. 33. Кривые нарастающих коэффициентов деформаций элемента *A*

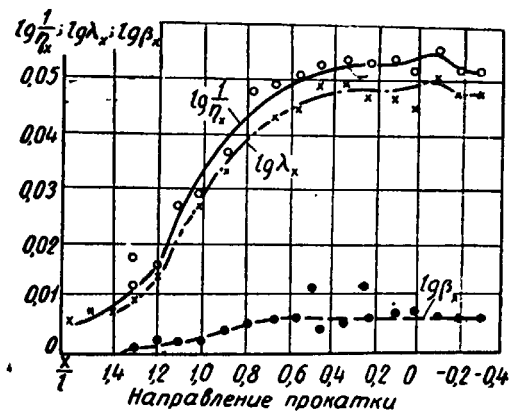


Рис. 34. Кривые нарастающих коэффициентов деформаций элемента F.

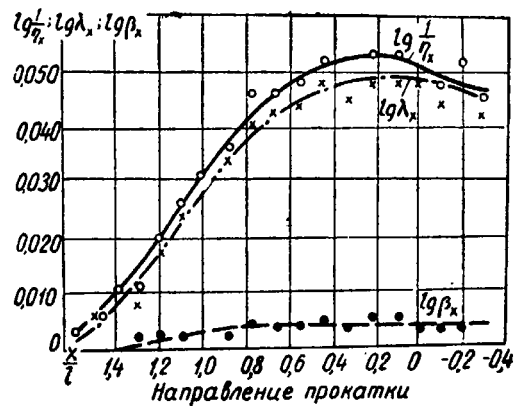


Рис. 35. Кривые нарастающих коэффициентов деформаций элемента G.

ментов B и D, расположенных близко к боковой поверхности. Из рис. 37 видно, что поперечная деформация этих элементов составляет 35—40% высотной деформации, а остальные 60—65% приходятся на продольную деформацию ($\frac{\lg \beta_x}{\lg \frac{1}{\eta_x}} = 0,35—0,40$; $\frac{\lg \lambda_x}{\lg \frac{1}{\eta_x}} =$

$= 0,65—0,60$); поперечная деформация элемента C развита значительно меньше.

В общем уширение этих слоев металла достигает значительных величин, что подтверждается также изложенными ниже заводскими опытными данными.

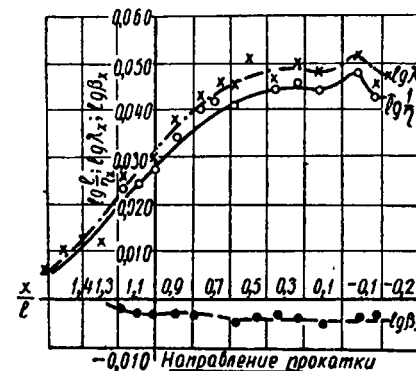


Рис. 36. Кривые нарастающих коэффициентов деформаций элемента I.

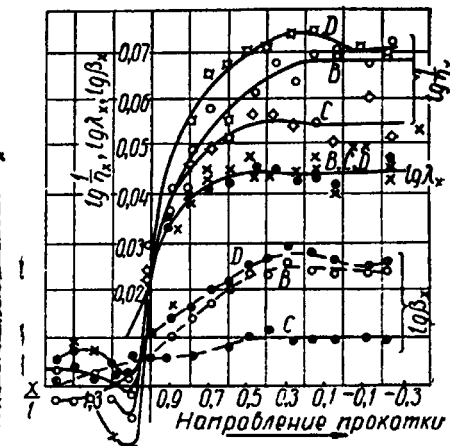


Рис. 37. Кривые нарастающих коэффициентов деформаций элементов B, C и D.

Представляет интерес характер деформации элементов поперечного сечения полосы до входа в валки.

Расположенный посередине ширины слоя II—II элемент C испытывает деформацию продольного сжатия (отрицательная вытяжка) и высотного утолщения еще до входа в валки, что не наблюдается у элемента D; элемент B, расположенный дальше от боковой поверхности, чем элемент D, испытывает деформацию до входа в валки, являющуюся промежуточной между деформациями элементов C и D.

Из сравнения деформации слоев металла, расположенных на различных горизонтах (слои II—II и III—III), вытекает следующее:

а) у входа в валки слой II—II испытывает продольную деформацию сжатия и высотную деформацию растяжения (слой утолщается), а слой III—III до входа в валки испытывает продольную деформацию растяжения и высотную деформацию сжатия (слой утоняется);

б) поперечная деформация слоя $II-II$ максимальна вблизи боковой поверхности и минимальна в центре; поперечная деформация слоя $III-III$ минимальна вблизи боковой поверхности и максимальна в центре. Поперечная деформация слоя $II-II$ в целом значительно больше таковой слоя $III-III$.

Следует особо подчеркнуть, что большой интерес представляют опытные данные о поперечной деформации элементов, расположенных в горизонтальной плоскости $III-III$. В то время как

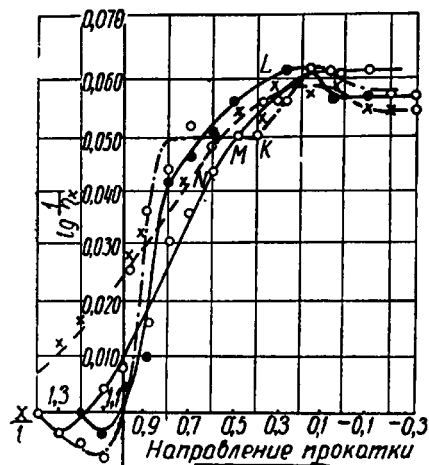


Рис. 38. Кривые нарастающей высотной деформации — различных элементов, расположенных в продольно-вертикальной плоскости симметрии: K — подконтактный слой; L, M — слой в 5–7 мм от контакта; N — на четверти высоты полосы

элементы F, G , расположенные в средней части ширины полосы, получили положительное уширение (см. рис. 34 и 35), элементы E и I , расположенные недалеко от боковой поверхности, получили отрицательное уширение (см. рис. 36). Таким образом, наблюдаемое при прокатке крупных слитков на блюминге отсутствие уширения (или весьма малые изменения ширины полосы как в сторону увеличения, так и в сторону уменьшения) в середине высоты во многих пропусках фактически является результатом того,

что средняя часть ширины имеет положительное уширение, а крайние части — отрицательное, поэтому суммарное уширение всего горизонтального слоя очень близко к нулю.

Отрицательное уширение (сужение) элементов E и I и весьма малое положительное уширение элементов F и G подтверждают наличие продольных растягивающих напряжений в средних слоях толщины полосы.

Рассмотрим деформацию элементов N, K, L, M и H , расположенных в продольно-вертикальной плоскости симметрии $VI-VI$ (см. рис. 31). Кривые высотной, продольной и поперечной нарастающих деформаций этих элементов показаны на рис. 38–39. Из данных этих рисунков видно изменение характера деформации до входа металла в валки. Элемент N , расположенный посередине половины высоты образца, до входа в валки утоняется и удлиняется; характер деформаций до входа в валки других элементов, расположенных ближе к середине высоты, остается таким же, что подтверждается рис. 34 для элемента F . Наоборот, деформация до входа в валки металла, расположенного в приконтактных слоях (элементы K, L, M), носит другой характер, а

именно: сжатие в продольном направлении и утолщение в высотном. Такое изменение характера деформации объясняется двойным бочкообразованием не только в поперечном, но и в продольном направлениях и выравнивающим действием заднего жесткого конца. На рис. 39 приведена также кривая для контактного слоя, горизонтальный участок которой указывает на наличие зоны прилипания, а длина этого участка дает протяженность ее. Горизонтальный участок подконтактного слоя

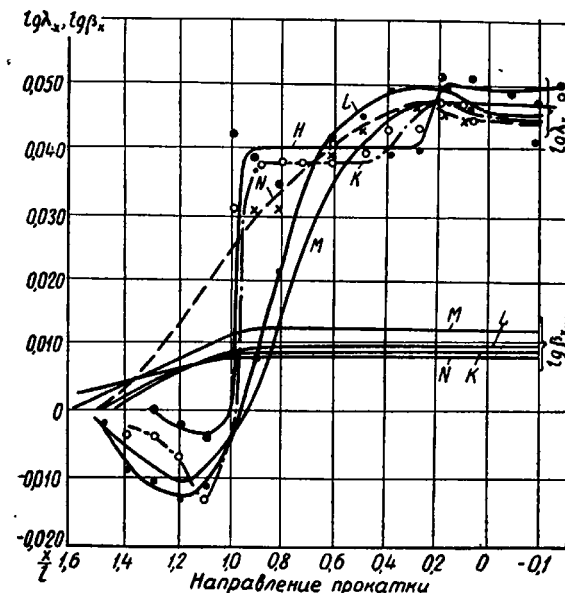


Рис. 39. Кривые нарастающей продольной и поперечной деформации различных элементов, расположенных в продольно-вертикальной плоскости симметрии:

K — подконтактный слой; L, M — 5–7 мм от контактного слоя; N — на четверти высоты полосы. Здесь же приведена кривая для контактного слоя

соответствует длине зоны затрудненной деформации на соответствующем горизонте. До входа металла в валки слой металла, расположенные ближе к контактной поверхности или в области бочкообразования и трехосного сжатия, испытывают отрицательную вытяжку (укорочение), а слой, расположенные в средней части высоты полосы, получают положительную вытяжку (удлинение).

Аналогичный вывод можно сделать и для высотных деформаций.

Все приведенные выше опытные данные относятся к прокатке образцов 60×60 мм при абсолютном обжатии 8 мм. Такие же опыты были проведены при обжатиях 6 и 10 мм. Фактор формы

$\frac{l}{H}$ был равен 0,304 при $\Delta H = 6$ мм, 0,357 при $\Delta H = 8$ мм и 0,407 при $\Delta H = 10$ мм. Следовательно, при всех обжатиях фактор формы был обычным для прокатки на блюминге (см. табл. 1—5). Ради краткости здесь не приводятся все эти опытные данные, поскольку они в значительной мере повторяют материалы, изложенные выше. Ограничимся только сравнением кривых нарастающих деформаций разных элементов при различных обжатиях и прочих равных условиях.

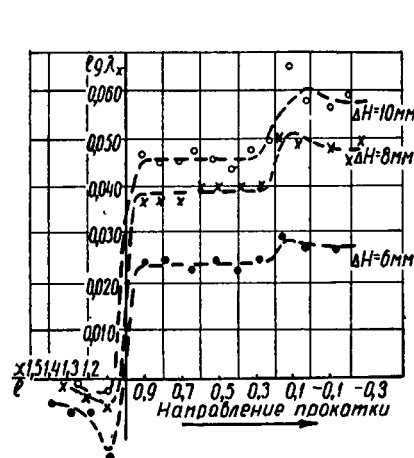


Рис. 40. Кривые нарастающих продольных деформаций элемента H при различных обжатиях полосы

На рис. 40 помещены кривые продольных нарастающих деформаций для элемента H , расположенного в середине ширины контактной поверхности (см. рис. 31), при различных обжатиях полосы. По данным рис. 40, с ростом обжатия увеличивается продольная деформация, что вполне естественно, но относительная протяженность зоны прилипания несколько уменьшается с увеличением обжатия в связи с тем, что при этом увеличивается отношение длины очага деформации к средней его толщине.

Заслуживает также внимания тот факт, что с увеличением обжатия уменьшается отрицательная вытяжка (укорочение) до входа металла в валки, что также свидетельствует о некотором уменьшении неравномерности деформации с увеличением обжатия и отношения длины очага деформации к средней его толщине при прочих равных условиях.

На рис. 41 представлены кривые высотной и поперечной нарастающих деформаций элемента F , при различных обжатиях

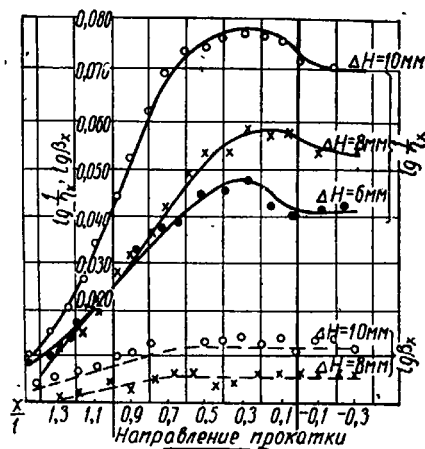


Рис. 41. Кривые нарастающих высотных (сплошные линии) и поперечных (пунктирные линии) деформаций элемента F при различных обжатиях полосы

полосы. Кривые нарастающих продольных деформаций определяются разностью соответствующих кривых высотной и поперечной деформаций. Из рисунка видно, что с увеличением обжатия деформации по всем трем направлениям увеличиваются; поперечная деформация при любом обжатии положительна. Вытяжка элемента F до входа в валки при любом обжатии полосы также положительна.

На рис. 42 представлены кривые для высотной и поперечной нарастающих деформаций элемента I (см. рис. 31). Как видно из рис. 42, поперечная деформация отрицательна, причем с увеличением обжатия она приближается к нулю, что подтверждает факт уменьшения продольных растягивающих напряжений с увеличением обжатия при прочих равных условиях. Это положение имеет важное практическое значение, так как оно убедительно доказывает, что для борьбы с внутренними дефектами необходимо увеличивать обжатие в каждом пропуске.

На рис. 43 помещены диаграммы высотной, продольной и поперечной нарастающих деформаций элемента L при различных обжатиях поло-

сы. Максимумы кривых для высотной и продольной деформации выражены тем резче, чем меньше обжатие, что объясняется увеличением отношения длины очага деформации к средней его толщине с ростом обжатия и, следовательно, некоторым уменьшением неравномерности деформации. Продольная деформация до входа в валки при любых обжатиях отрицательна, при этом происходит утолщение и уширение элемента полосы. Отметим, что нарастающие коэффициенты обжатия и вытяжки до входа металла в валки тем больше (по абсолютной величине), чем меньше обжатие, что объясняется уменьшением отношения длины очага деформации к средней его толщине и увеличением неравномерности деформации с понижением обжатия.

Наконец, рассмотрим деформацию элемента D (см. рис. 31) при различных обжатиях. На рис. 44 представлены кривые для высотной, продольной и поперечной нарастающих деформаций этого элемента. Следует обратить внимание на то, что в этой части поперечного сечения полосы развивается большая по-

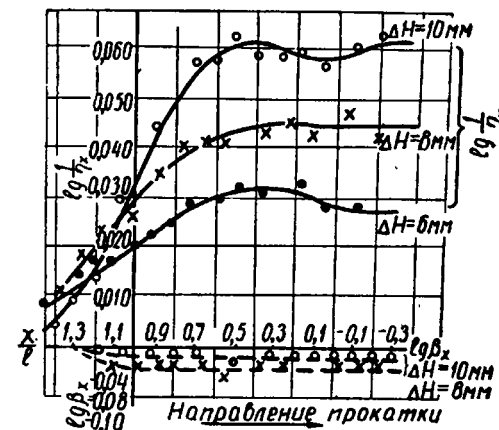


Рис. 42. Кривые нарастающих высотных (сплошные линии) и поперечных (пунктирные линии) деформаций элемента I при различных обжатиях полосы

перечная деформация. Однако, как видно из рисунка, с увеличением обжатия поперечная деформация растет значительно медленнее продольной. Очевидно, что при дальнейшем увеличении обжатия рост поперечной деформации элемента D прекратится и этому будет соответствовать переход от двойного бочкообразования к одинарному. Такое мнение подтверждается также кривыми для поперечной деформации элемента F (см. рис. 41), расположенного в горизонтальной плоскости симмет-

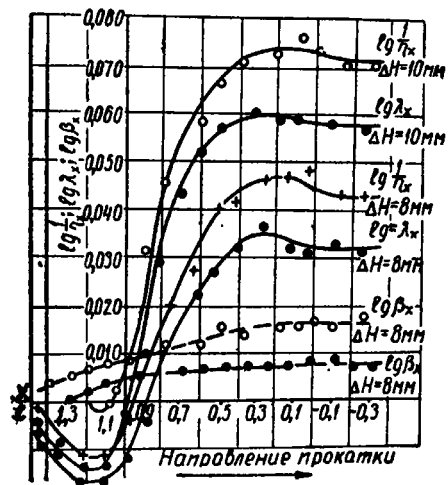


Рис. 43. Кривые нарастающих высотных, продольных и поперечных деформаций элемента L при различных обжатиях полосы

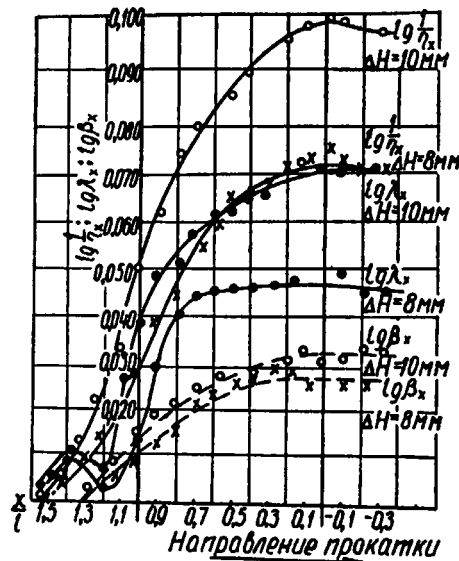


Рис. 44. Кривые нарастающих высотных, продольных и поперечных деформаций элемента D при различных обжатиях полосы

рии, которые указывают на значительный рост уширения с увеличением обжатия. Так, с переходом от обжатия 8 мм к обжатию 10 мм поперечная деформация элемента F увеличилась примерно в 2 раза, а элемента D — только на 20%.

Как отмечалось, для изучения влияния отношения $\frac{l}{H}$ на равномерность высотной и поперечной деформации в обычных производственных условиях были использованы стальные слитки с залитым в них каркасом.

Каркас, состоящий из 5 пластин толщиной 32 мм, шириной 450 мм, длиной 1600 мм, вставляли в изложницу для отливки слитков весом 6, 8 т и сифонным способом заполняли ее жидкой сталью марки Ст.3сп (см. рис. 28). Предварительно на пластинах каркаса протрагивали продольные риски (глубина и

ширина рисков составляла $3 \times 3 \text{ мм}$) с расстоянием между осями 50 мм. По охлаждении слитки строгали до прямоугольного сечения $565 \times 695 \text{ мм}$, а затем по действующей на заводе технологической инструкции нагревали в регенеративных колодцах до 1300°C и прокатывали на блюминге. Прокатку производили на гладкой бочке ($D_p = 990 \text{ мм}$) по схеме, указанной на рис. 45, при этом обжатия составляли 45; 103 и 165 мм, что позволяло иметь отношения $\frac{l}{H}$, равные соответственно 0,22; 0,34 и 0,45.

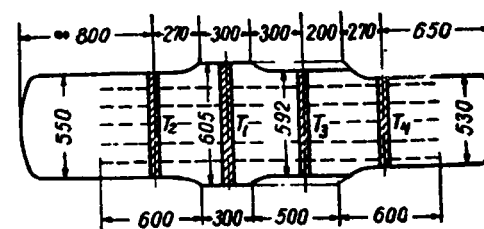


Рис. 45. Схема прокатки слитка с залитым в нем каркасом в производственных экспериментах

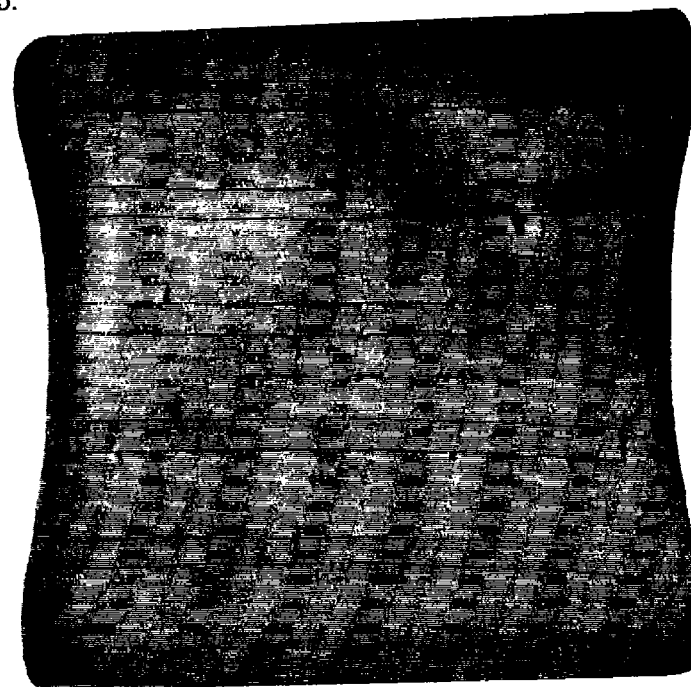


Рис. 46. Фотография темплета от опытного слитка

С каждого участка ступенчатого недоката отбирали темпеты. Схема вырезки темплетов также приведена на рис. 45. Темпеты подвергали шлифовке и горячему травлению, после чего пластины каркаса становились хорошо видимыми. По замеру расстояний между пластинами можно было судить о рас-

пределении высотной деформации по сечению раската, а по изменению расстояний между рисками, нанесенными на пластины, определяли распределение поперечной деформации по ширине раската.

На рис. 46 приведена фотография темплетта, полученного в процессе одного из опытов.

Схема обозначений, принятых при обработке опытных данных, представлена на рис. 47.

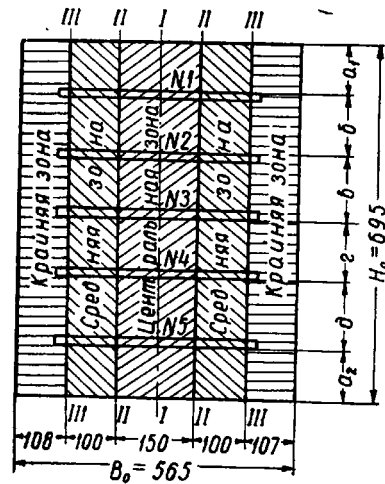


Рис. 47. Схема условных обозначений горизонтальных слоев и вертикальных зон

Коэффициенты деформации слитков, от которых отобраны темплеты, приведены в табл. 12, а величины, характеризующие распределение высотной деформации горизонтальных слоев в различных сечениях, приведены в табл. 13.

Для изучения распределения уширения в различных горизонтальных слоях по ширине полосы были использованы нанесенные на пластинах продольные риски. Сечение темплетта, как это видно из рис. 47, условно разделено на три зоны: центральную, средние и крайние. Распределение относительного уширения $\left(\frac{\Delta b}{b}\right)$, где b — ширина зоны; Δb — ее уширение) представлено в табл. 14.

Таблица 12
Коэффициенты деформации слитков (заводские опыты)

Темплет	H_0 , мм	B_0 , мм	ΔH , мм	$\frac{1}{\eta} = \frac{H_0}{H_T}$	$\epsilon = \frac{\Delta H}{H_0}$ %	$\frac{l}{H}$	ΔB , мм
T_1	695	565	45	1,070	6,51	0,22	5,8
T_2	695	565	103	1,174	14,8	0,34	17,8
T_3	695	565	165	1,315	23,7	0,45	30,6

Для исследования деформаций в центральном продольно-вертикальном сечении очага деформации применяли слитки с залитыми в них пластинами, изготовленные по схеме, изображенной на рис. 29. На пластинах наносили координатную сетку.

Пластины имели размеры: толщину 100 мм; ширину 745 мм и длину 850 мм. Ячейки координатной сетки имели размеры

Таблица 13

Распределение высотной деформации $\epsilon = \frac{\Delta H}{H}$, % при прокатке слитков (заводские опыты)

слой	Сечения темплетов								
	T_1			T_2			T_3		
	I—I	II—II	III—III	I—I	II—II	III—III	I—I	II—II	III—III
a_1	10,2	11,7	13,4	17,7	18,1	18,6	34,6	33,7	33,7
b	7,1	7,4	6,3	15,6	17,2	17,2	20,3	22,2	25,8
c	3,1	1,8	1,0	11,5	10,3	7,3	19,0	18,5	15,3
d	3,1	4,0	2,35	12,5	12,5	8,8	20,7	18,7	16,4
a_2	7,5	7,5	9,7	15,2	17,0	18,4	23,5	25,8	30,0
a_2	10,2	11,7	13,4	17,7	18,1	18,6	34,5	33,7	33,0

Таблица 14

Распределение относительного уширения при прокатке слитков

№ пластин	Зоны темплетов								
	$T_1 \left(\frac{\Delta B_c}{B_0} = 1,03\% \right)$			$T_2 \left(\frac{\Delta B_c}{B_0} = 3,15\% \right)$			$T_3 \left(\frac{\Delta B_c}{B_0} = 5,42\% \right)$		
	центр.	средн.	крайн.	центр.	сред.	крайн.	центр.	сред.	крайн.
1	0,8	1,6	2,2	3,6	5,6	4,5	—	—	—
2	0,6	1,0	0,5	3,0	4,1	1,2	2,8	4,8	4,0
3	0,0	0,0	0,0	1,7	1,2	—0,4	2,4	2,0	—0,1
4	0,2	0,7	1,0	2,4	3,0	1,9	4,0	2,5	0,0
5	1,3	1,4	1,0	4,2	3,0	5,0	4,4	12,8	9,5

25 × 25 мм. Сторона пластины, имевшая сетку, накрывалась гладкой плитой толщиной 50 мм и обе плиты сваривались по периметру электросваркой. После этого плиты вставляли в изложницу и заливали жидкой сталью.

По охлаждении слитки строгают до высоты 745 мм с таким расчетом, чтобы продольные кромки плит совпадали с верхней и нижней плоскостями слитка.

Нагретые до 1290 °С слитки прокатали на гладкой бочке блюминга ($D_p = 1000$ мм) с обжатием $\Delta H = 70$ мм при $\frac{l}{H} = 0,26$.

Двигатель остановили в тот момент, когда очаг деформации находился в середине длины плит. После прокатки слитки разрезали, плиты раскрывали и измеряли сетку.

Результаты этих опытов полностью совпали с результатами лабораторных экспериментов, описанных выше.

Как известно, обычно при прокатке на блюминге слиток в одном и том же положении несколько раз пропускают через

валки, затем кантуют, снова несколько раз прокатывают уже в новом положении, опять кантуют и т. д. Кантовки производятся при достижении определенного соотношения между шириной раската и его высотой, зависящего от многих факторов.

Влияние последовательных обжатий на процесс прокатки изучали непосредственно в заводских условиях. При этом мы ограничились только вопросом о роли ряда последовательных обжатий раската в промежутке между кантовками.

Слиток для изучения влияния последовательных обжатий на высотную и поперечную деформацию металла по объему приготовили по описанной выше методике путем заливки специального каркаса, состоящего из четырех пластин, сталью марки Ст.3сп. После охлаждения слиток был простроган до сечения размерами 713×570 мм. Размеры слитка и пластин каркаса, а также схема отбора темплетов приведены на рис. 48. Слиток прокатали на гладкой бочке блюминга $D_p = 920$ (935 мм) по схеме, предусмотренной на рис. 48, а при постоянных отношениях $\frac{l}{H} = 0,32-0,35$. Обжатия составля-

ли 98; 69 и 67 мм. Для замеров из слитка вырезали три темплета — T_1 , T_2 и T_3 (рис. 49). Результаты измерений высотных и поперечных размеров темплетов T_1 и T_3 приведены на рис. 49, а коэффициенты высотной и поперечной деформации — в табл. 15 и 16.

Из данных табл. 15 и 16 видно, что закономерности распределения высотной и поперечной деформации при прокатке слитка за несколько пропусков качественно совпадают с закономерностями, установленными для случая прокатки слитков за один проход, но неравномерность деформации в этом случае выражена резче.

В связи с тем, что обычно при прокатке на блюмингах в нескольких пропусках более или менее постоянным сохраняется обжатие, а не отношение $\frac{l}{H}$, опыты были повторены с целью

изучения влияния на процесс прокатки ряда последовательных пропусков с одним и тем же обжатием. Для этого два слитка (3 и 4), имевшие каркасы из пяти пластин и приготовленные по обычной методике, были прокатаны за несколько пропусков с одним и тем же суммарным обжатием по следующей схеме.

а. Слиток 3 — до половины прокатали с обжатием $\Delta H = 40$ мм, возвратили слиток обратно, снова прокатали до половины с обжатием $\Delta H = 40$ мм и возвратили обратно и, наконец, с обжатием $\Delta H = 39$ мм прокатали весь слиток, при этом не обжатая ранее половина слитка была прокатана с обжатием $\Delta H = 119$ мм. Таким образом, одна часть длины слитка получила обжатие $\Delta H = 119$ мм за три пропуска, а другая — за один.

б. Слиток 4 — до половины длины прокатали с обжатием $\Delta H = 50$ мм, а затем с обжатием, составившим 63 мм на первой

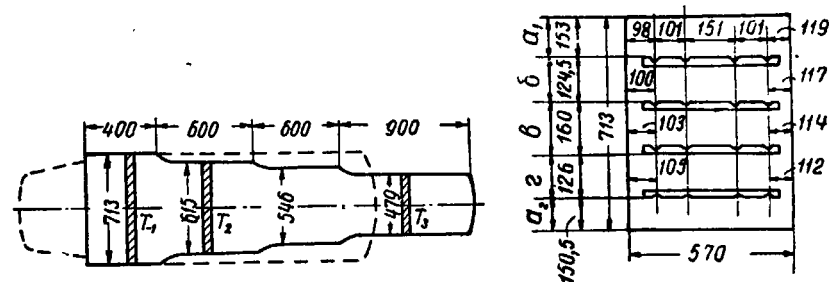


Рис. 48. Размеры слитка и пластин каркаса и схема отбора темплетов в опытах по изучению влияния дробности деформации

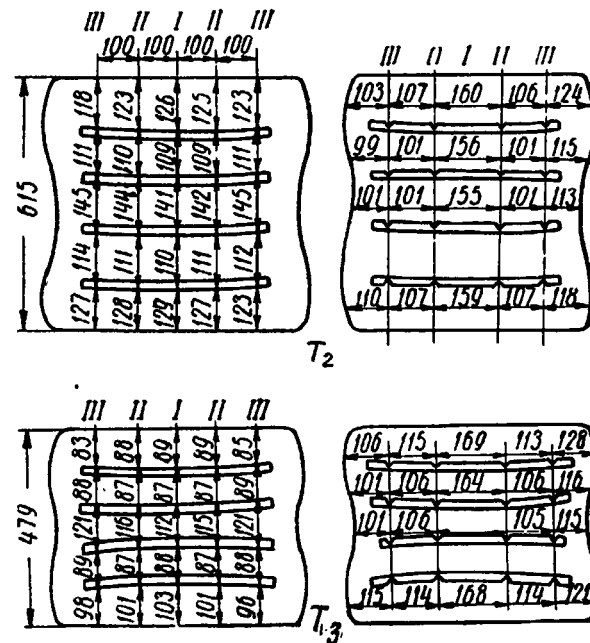


Рис. 49. Результаты обмера темплетов слитка, прокатанного на блюминге

Таблица 15
Распределение высотной деформации (опыт по изучению влияния на процесс прокатки дробности деформации)

Слои	Центральная зона		Средняя зона		Крайняя зона	
	$\frac{1}{\eta}$	ϵ	$\frac{1}{\eta}$	ϵ	$\frac{1}{\eta}$	ϵ

Температура $T_2 - T_1$, $\frac{1}{\eta_{об}} = 1,16$, $\epsilon_{об} = 13,8\%$

$a_1 \div a_2$	1,188	15,0	1,192	16,1	1,240	19,3
b	1,144	12,7	1,135	11,9	1,122	10,9
c	1,134	11,8	1,119	10,6	1,103	9,3
d	1,136	12,0	1,140	12,3	1,115	10,3

Температура $T_3 - T_2$, $\frac{1}{\eta_{об}} = 1,285$, $\epsilon_{об} = 22,5\%$

$a_1 \div a_2$	1,325	24,5	1,325	24,6	1,350	26,0
b	1,255	20,5	1,250	20,0	1,255	20,5
c	1,260	20,6	1,240	19,3	1,200	16,7
d	1,250	20,0	1,280	21,9	1,280	21,9

Температура $T_3 - T_1$, $\frac{1}{\eta_{об}} = 1,485$, $\epsilon_{об} = 32,8\%$

$a_1 \div a_2$	1,58	36,8	1,590	37,0	1,670	40,0
b	1,43	30,0	1,430	30,0	1,400	28,6
c	1,44	30,5	1,385	27,8	1,325	24,6
d	1,43	30,0	1,450	31,0	1,425	29,8

Примечание. Обозначения $T_2 - T_1$ указывают, что величина $\frac{1}{\eta_{об}}$ для данного прохода получена как отношение высот темплетов T_1 и T_2 . Аналогично определены коэффициенты деформации остальных сечений.

Таблица 16
Распределение уширения по сечению слитка (опыт по изучению влияния дробности деформации)

№ пластины	Размеры зон, мм					$\frac{\Delta B}{B_0}$, %		
	крайн.	средн.	центр.	средн.	крайн.	центр.	средн.	крайн.

Температура T_1

1	98	101	151	101	119	—	—	—
2	100	101	151	101	117	—	—	—
3	103	101	151	101	114	—	—	—
4	105	101	151	101	112	—	—	—

Температура T_2

1	104	107	159	106	124	5,3	5,5	5,1
2	99	101	156	101	115	3,3	0,0	-1,4
3	101	101	155	101	113	2,6	0,0	-1,4
4	110	107	159	107	118	5,3	5,3	5,1

Продолжение табл. 16

№ пластины	Размеры зон, мм					$\frac{\Delta B}{B_0}$, %		
	крайн.	средн.	центр.	средн.	крайн.	центр.	средн.	крайн.

Температура T_3

1	106	115	169	113	128	5,6	7,0	3,1
2	100	106	164	106	116	5,1	5,5	1,0
3	101	106	162	105	115	4,5	4,5	1,0
4	115	114	168	104	121	5,6	6,5	3,5

Суммарно за 3 пропуска

—	—	—	—	—	—	11,0	12,4	7,3
—	—	—	—	—	—	8,0	5,0	-0,5
—	—	—	—	—	—	6,0	4,5	-0,5
—	—	—	—	—	—	11,3	13,0	9,0

Таблица 17

Толщина слоев (в мм) в опыте по прокатке слитка № 4

Слои	Исходная толщина	Толщина в центральном сечении		Толщина в сечении I—I 100 мм от центрального сечения		Толщина в сечении II—II 200 мм от центрального сечения	
		A	B	A	B	A	B
$a_1 \div a_2$	150	125	120	121	120	118,5	115
b	134	114	110	116	110	115,5	110
c	169	145	146,5	146	147	147	150
d	132	114	115	115	117	116	117
d	133	112	113,5	112	113	113	113

Таблица 18

Коэффициенты высотной деформации при прокатке слитков 3 и 4

Слои	В центральном сечении 0—0				В сечении I—I 100 мм от центрального				В сечении II—II 200 мм от центрального			
	A		B		A		B		A		B	
	$\frac{1}{\eta}$	ϵ	$\frac{1}{\eta}$	ϵ	$\frac{1}{\eta}$	ϵ	$\frac{1}{\eta}$	ϵ	$\frac{1}{\eta}$	ϵ	$\frac{1}{\eta}$	ϵ

Слиток 3

$a_1 \div a_2$	1,195	16,3	1,22	18,2	1,200	16,6	1,22	18,2	1,23	18,7	1,25	20,0
b	1,190	16,0	1,21	17,3	1,22	18,2	1,21	17,3	1,21	17,3	1,21	17,0
c	1,18	15,4	1,17	14,5	1,16	13,8	1,16	13,8	1,14	12,3	1,135	12,0
d	1,18	15,4	1,17	14,5	1,18	15,4	1,165	14,2	1,16	13,8	1,15	13,0
d	1,21	17,3	1,25	20,0	1,22	18,2	1,25	20,0	1,23	18,7	1,27	21,3

Слиток 4

$a_1 \div a_2$	1,20	16,7	1,245	19,0	1,230	18,7	1,255	20,0	1,27	21,2	1,305	23,0
b	1,175	14,80	1,215	18,0	1,175	14,8	1,215	18,0	1,165	14,2	1,215	18,0
c	1,167	14,3	1,15	13,0	1,150	13,0	1,145	12,65	1,145	12,7	1,130	11,5
d	1,160	13,8	1,15	13,0	1,15	13,0	1,13	11,5	1,135	11,9	1,12	10,7
d	1,186	15,6	1,175	14,8	1,185	15,6	1,175	14,8	1,18	15,3	1,175	14,8

Таблица 19
Изменения ширины центральных и крайних зон и относительное уширение при прокатке слитков 3 и 4

№ пластин	Ширина зон, мм		$\frac{\Delta B}{B_0}$, %		№ пластин	Ширина зон, мм		$\frac{\Delta B}{B_0}$, %	
	крайней	центральной	крайней	центральной		крайней	центральной	крайней	центральной
Слиток 3					Слиток 4				
<i>Исходные размеры</i>					<i>Исходные размеры</i>				
1	321,15	250,85	—	—	1	288	250	—	—
2	321,8	250,20	—	—	2	288	250	—	—
3	322,75	249,25	—	—	3	288	250	—	—
4	332,5	249,5	—	—	4	288	250	—	—
5	323,1	248,9	—	—	5	288	250	—	—
<i>Темплет А</i>					<i>Темплет А</i>				
1	343,10	261,82	6,8	4,4	1	308,5	266	7,0	6,4
2	329,55	259,60	2,4	3,7	2	289,0	261	0,3	4,4
3	321,60	256,30	-0,5	2,8	3	288,0	256	0,0	2,30
4	333,15	257,70	3,3	3,3	4	289,0	262,5	0,3	5,0
5	344,65	263,05	6,7	5,7	5	311,0	268,0	8,0	8,2
<i>Темплет Б</i>					<i>Темплет Б</i>				
1	344,35	266,4	7,2	6,2	1	309	262	7,3	4,8
2	326,3	258,9	1,4	3,6	2	296	257,5	3,1	3,0
3	320,0	252,55	-1,0	1,5	3	288	252,0	0,0	0,8
4	333,40	260,10	3,4	4,3	4	302	260,0	5,0	4,0
5	—	—	—	—	5	307,5	—	7,0	—

половине раската и 113 мм — на второй, прокатали весь слиток. Схемы прокатки слитков и данные замеров поперечных темплетов приведены на рис. 50—52 и в табл. 17—19. Опыты показали, что распределение деформаций по сечению у полос, прокатанных за несколько пропусков, характеризуется большей неравномерностью, чем у полос, прокатанных за один пропуск при одном и том же суммарном обжатии. При этом высотная деформация приконтактных слоев полос, прокатанных за несколько пропусков, больше, чем у полос, прокатанных за один пропуск.

Анализ всех приведенных выше данных, полученных как в лабораторных, так и заводских опытах, позволяет заключить, что все деформации — высотная, продольная и поперечная, распределяются по объему очага деформации крайне неравномерно. Из этих данных видно также, что пластические де-

формации охватывают область, значительно превышающую по своим размерам геометрический очаг. Опыты позволяют сделать определенные выводы и по вопросу о существовании зон затрудненной деформации и прилипания.

Описывая явления, присущие прокатке высоких полос, ряд исследователей применяет термин «деформация сжатия», пони-

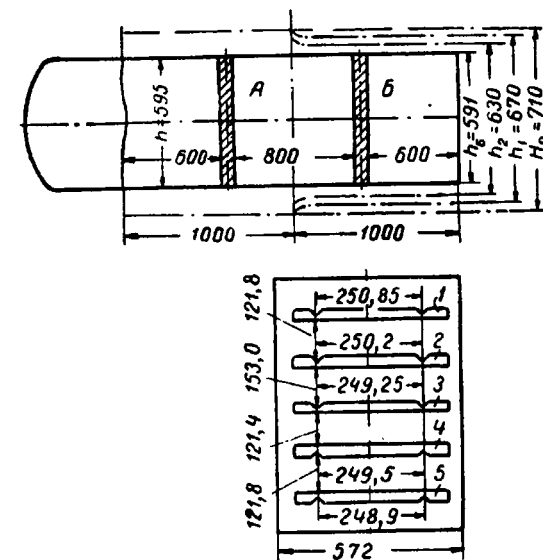


Рис. 50. Схема прокатки и исходные размеры слитка № 3, А и Б — места вырезки темплетов

мая под ним *высотную* деформацию отдельных частиц прокатываемого металла. В ряде литературных источников имеется утверждение о том, что при прокатке на блюминге во многих пропусках деформация сжатия не проникает в среднюю часть толщины раската, несмотря на наличие вытяжки в этих пропусках [18; 58 и др.]. В работе [18] сказано следующее: «При значительной высоте обжимаемых сечений *H*, величина *a* бочкообразного контура (рис. 53), *характеризующая глубину проникновения деформации сжатия...* (курсив наш. — Авторы). Первая стадия прокатки слитков с изложенным характером деформации их продолжается до 8—10 пропусков...»

Для оценки проникновения пластической деформации в толщу раската В. М. Клименко предложил коэффициент

$$m = \frac{h_{\text{деф}}}{h},$$

где *h* — толщина раската;

Данные о показателе m [69] и отношении $\frac{l}{H}$

№ сечения	H_0 мм	H_1 мм	ΔH мм	H мм	$(D_p = 980)$ мм	$\frac{l}{H}$	m (по оси)
Осевая сталь							
1	666	618	48	642	133	0,239	0,50
2	700	618	82	659	200	0,304	0,76
3	721	618	103	669,5	226	0,348	0,91
4	751	618	133	684,5	256	0,374	0,97
Мостовая сталь							
5	529	483	46	507	150	0,296	0,75
6	545	483	62	514	174	0,339	0,93
7	561	483	78	522	195	0,374	0,97
8	580	483	97	531,5	217	0,408	1,00

на всю толщину раската. Ниже покажем, что такое положение возможно только при отсутствии вытяжки. Если же вытяжка

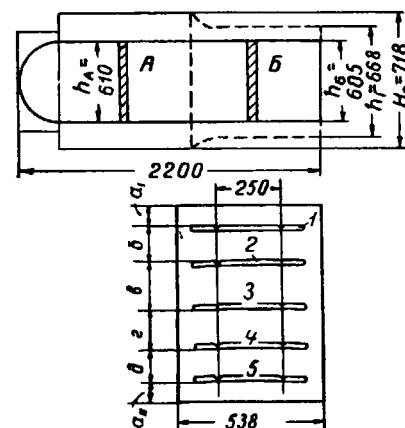


Рис. 52. Схема прокатки и исходные размеры слитка № 4

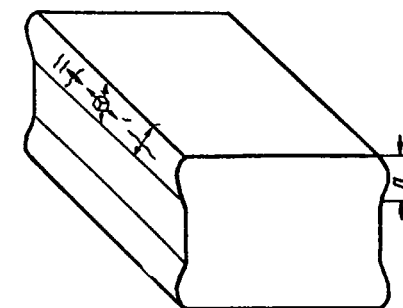


Рис. 53. Вид поперечного контура слитка после пропуска (по П. А. Александрову [18])

$h_{\text{деф}}$ — глубина распространения пластической деформации в толще металла (от двух валков) [58].

Если $m < 1$, то деформация сжатия не проникает на всю толщину раската; «при $m = 1$, деформация сжатия проникает на всю толщу металла» [58].

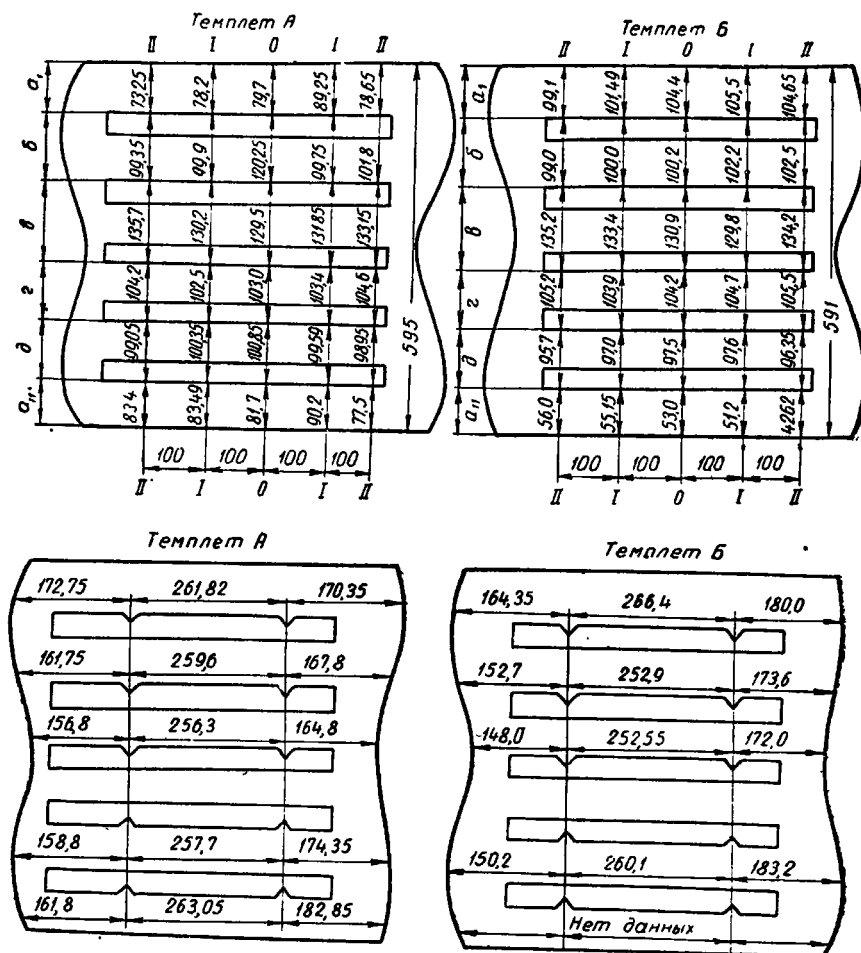


Рис. 51. Результаты обмера темплетов, вырезанных из слитка № 3

В этой же работе дается анализ «показателя глубины распространения деформации сжатия» и помещены таблицы опытных данных, часть которых приводится в табл. 20. Из этой таблицы видно, что при $\frac{l}{H} = 0,3-0,4$, что характерно для большинства пропусков, особенно на блюмингах ММК и НТМК (см. табл. 1 и 3) $m < 1$, т. е. деформация сжатия не проникает

раската имеет место, то деформация сжатия обязательно распространяется на всю толщину раската. Это ни в коем случае не противоречит наличию продольных растягивающих напряжений.

Остановимся подробнее на деформированном состоянии металла в средней части толщины раската при прокатке с образованием двойной бочки.

Как известно из многочисленных опытных данных, в средней

части толщины раската уширение либо очень мало, либо отсутствует вообще, либо отрицательно. Однако во всех случаях уширение очень мало по абсолютной величине [4; 13; 22; 25] и в несколько раз меньше вытяжки.

Так, по опытным данным Ф. Е. Долженкова [22], при изменении $\frac{l}{H}$ от 0,2 до 0,4 показатель уширения в середине толщины

раската $\frac{\Delta B_{\text{ц}}}{\Delta H}$ изменяется от $-0,05$ до $+0,15$. Почти аналогичные

опытные данные приводит В. М. Клименко [68]. Данные С. В. Макаева [13] также незначительно отличаются от данных других исследователей. Наши экспериментальные данные [4], описанные выше, дали возможность не только найти уширение в среднем по всей ширине центрального слоя раската, получаемое обычно по габаритным его обмерам, но и на различных участках ширины этого слоя.

Как видно из рис. 41, в середине ширины центрального слоя раската при $\frac{l}{H} = 0,36-0,40$ уширение положительно, но очень

мало. Например, при $\Delta H = 8$ мм имеем $\frac{\lg \beta_x}{\lg \frac{1}{\eta_x}} \approx 0,1$, т. е. уширение

составляет лишь 10% от обжатия, а вытяжка — 90%.

У элемента I (см. рис. 31) уширение получилось отрицательным, но очень малым по абсолютной величине (см. рис. 42). Во всяком случае, из наших опытных данных непосредственно видно, что высотная деформация проникает в центр толщины раската.

Таким образом, все опытные данные подтверждают, что в обычных условиях прокатки на блюминге уширение среднего по толщине слоя раската очень мало. Рассмотрим возможные деформированные состояния (схемы деформации), имея в виду условие несжимаемости

$$\epsilon_x + \epsilon_y + \epsilon_z = 0,$$

причем ϵ_z — высотная, ϵ_y — поперечная и ϵ_x — продольная деформация элементарного объема (рис. 54, а).

Пусть уширение в средней части толщины раската отсутствует (имеется в виду уширение в среднем по всей ширине раската). Тогда (рис. 54, б) $\epsilon_z = -\epsilon_x$, т. е. деформация сжатия в средней части толщины раската равна вытяжке (по абсолютной величине). Пусть поперечная деформация ϵ_y положительна, но мала сравнительно с продольной деформацией, что очень часто наблюдается при прокатке на блюминге (рис. 54, в). Тогда высотная деформация будет наибольшей (по абсолютной величине):

$$\epsilon_z = -(\epsilon_x + \epsilon_y).$$

Пусть поперечная деформация ϵ_y отрицательна (утяжка), но по абсолютной величине мала (рис. 54, г). Тогда высотная деформация равна разности между продольной и поперечной деформациями:

$$\epsilon_z = \epsilon_y - \epsilon_x.$$

Чтобы вытяжка происходила без высотной деформации, необходимо, чтобы относительная поперечная утяжка центрального слоя раската была равна вытяжке. Так, если при ширине раската 500 мм вытяжка $\lambda = 1,1$, то отрицательное уширение должно быть равно 50 мм, чего никогда не бывает.

Таким образом, во всех случаях прокатки на блюминге при наличии вытяжки обязательно имеется высотная деформация сжатия в средней части толщины раската.

При прокатке же без вытяжки средняя часть толщины раската находится не в пластическом, а в упругом состоянии, но такие случаи являются исключительными. Все это подтверждается непосредственными опытными данными, полученными не только в лабораторных условиях [4], но и непосредственно при прокатке на блюминге НТМК.

К сказанному необходимо сделать два замечания. Во-первых, утверждение о том, что деформация сжатия при обычных условиях прокатки на блюминге (при $\frac{l}{H} > 0,2$) распространяется по

всей толщине раската, не противоречит общепринятому положению, согласно которому при двойном бочкообразовании высотная деформация в приконтактных слоях больше, чем в среднем слое толщины раската. Во-вторых, наличие деформации сжатия в середине толщины раската несколько не противоречит факту существования продольных растягивающих напряжений. Достаточно вспомнить, что известны случаи деформации сжатия по направлению, по которому напряжения не действуют, и при действии растягивающих напряжений по другому направлению (например, при линейном растяжении).

Что касается случаев, когда прокатка происходит без вытяжки и средняя часть толщины полосы находится не в пластическом, а в упругом состоянии, то они нами были рассмотрены выше и дано теоретическое решение для глубины проникновения пластической деформации в толщу полосы.

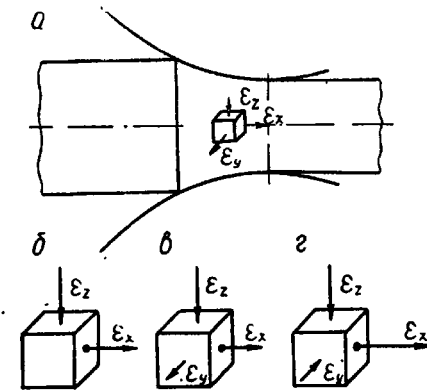


Рис. 54. Схемы деформации элементарного параллелепипеда

12. РАСПРОСТРАНЕНИЕ ПЛАСТИЧЕСКИХ ДЕФОРМАЦИЙ ВО ВНЕШНИХ ЗОНАХ

Прокатываемый металл, находящийся в каждый данный момент времени в геометрическом очаге деформации, неразрывно связан с металлом, находящимся за пределами этого очага, во внешних зонах. В настоящее время, вероятно, все прокатчики признают, а многочисленные экспериментальные данные со всей убедительностью показывают, что, благодаря указанной взаимозависимости и взаимосвязи различных частей прокатываемой полосы, металл деформируется пластически не только в пределах геометрического очага деформации, но и на значительном расстоянии от границ этого очага как на входе, так и на выходе полосы из валков [4; 5; 9; 11; 63; 64; 66; 72—74 и др.].

К сожалению, большинство опытных данных по этому вопросу относится к прокатке полос умеренной высоты и тонких и только очень небольшая — к прокатке высоких полос.

Вопрос о распространении деформаций во внешних зонах был подвергнут непосредственному изучению Т. М. Голубевым [66], А. И. Колпашниковым [60], А. И. Колпашниковым и И. И. Ивановым [64], И. Я. Тарновским, А. А. Поздеевым и В. Б. Ляшковым [4], О. Г. Музалевским [63], Д. И. Старченко и А. М. Савченко [74], В. И. Перетяtko [75].

Опыты Т. М. Голубева по изучению распределения пластических деформаций в прокатываемом материале [66] были проведены над образцами из пластилина. Исследовался случай прокатки «высоких» полос; отношение $\frac{l}{H}$ составляло 0,11—0,35.

Наступление пластических деформаций фиксировалось с помощью шариковых контактов.

Методика опытов не отличается высокой точностью результатов, да и перенос последних с пластилиновых на металлические образцы вряд ли может быть сделан без существенных поправок. Тем не менее исследования Т. М. Голубева позволили впервые установить, что объем фактического очага деформации при прокатке может значительно отличаться (в большую или меньшую сторону) от объема геометрического очага.

А. И. Колпашников границы фактического очага деформации определял с помощью координатной сетки, нанесенной на боковой поверхности слэбов, изготовленных из алюминия.

В работе [64], написанной совместно с И. И. Ивановым, А. И. Колпашников при изучении течения металла в очаге деформации использовал «метод рекристаллизованного зерна».

На рис. 55 показаны границы фактического очага деформации при различных степенях обжатия, полученные «методом рекристаллизованного зерна» при прокатке алюминиевых образцов размерами $30 \times 30 \times 220$ мм на валках диаметром 290 мм.

Качественно результаты А. И. Колпашникова и И. И. Иванова не расходятся с данными Т. М. Голубева [66], однако точность метода требует специальной проверки.

Для проведения опытов по изучению неравномерности деформации при прокатке И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев и В. Б. Ляшков [4] применили метод координатных сеток, используя свинцовые образцы.

Из изучения деформированного состояния металла при прокатке авторы сделали вывод, что «расстояние от начальной

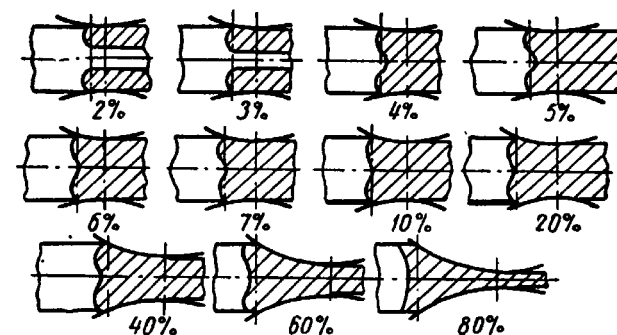


Рис. 55. Границы фактического очага деформации (по А. И. Колпашникову и И. И. Иванову [64])

границы фактического очага пластической деформации до плоскости входа металла в валки составляет 50—60% длины геометрического очага деформации».

Результаты наших опытов, проведенных в заводских условиях, качественно и количественно совпадают с этими данными.

Теоретическому анализу вопрос о распространении пластических деформаций во внешних зонах был подвергнут в литературе, насколько нам известно, только по отношению к кузнечной вытяжке, И. Я. Тарновским, А. А. Поздеевым и С. Г. Пучковым [76], но на основании аналогии между процессами кузнечной вытяжки и продольной прокатки некоторые результаты могут быть перенесены и на прокатку.

Поставленная задача была решена на базе одного из основных принципов механики деформируемых сред — принципа минимума полной энергии деформации [76].

Схема кузнечной вытяжки при наличии внешних зон приведена на рис. 17, а.

В результате было установлено, что пластические деформации распространяются во внешней зоне на расстояние 0,45—0,46 от полной высоты поковки H_0 за пределами геометрического очага деформации ($l_0 = 0,45—0,46 H_0$, рис. 17, а). Это теорети-

ческое заключение было подвергнуто экспериментальной проверке, давшей удовлетворительные результаты.

Выше был изложен теоретический анализ силовых условий прокатки на блюминге на основе принципа минимума полной энергии деформации. В ходе этого анализа были введены в рассмотрение в качестве варьируемых параметров

$$\theta_0 = \frac{l_0}{h_0} \quad \text{и} \quad \theta_1 = \frac{l_1}{h_1},$$

где l_0 и l_1 — длины задней и передней внеконтактных зон пластической деформации;

h_0 и h_1 — половины высот раската H_0 и H_1 на входе и выходе из валков.

В результате расчетов для случаев, когда $\frac{l}{H} \leq 0,6$, было получено $\theta_0 = \theta_1 \approx 0,8$, или $\frac{l_0}{H_0} = \frac{l_1}{H_1} \approx 0,4$.

Таким образом, теоретическое решение для прокатки дало тот же результат, что и для кузнечной вытяжки. Это вполне правомерно, если учесть, что при обработке толстых полос кривизна поверхности очага деформации не имеет большого значения, что вытекает из принципа Сен-Венана или принципа локальности самоуравновешивающихся нагрузок.

13. ПРОДОЛЬНЫЕ СКОРОСТИ ТЕЧЕНИЯ МЕТАЛЛА И ОПЕРЕЖЕНИЕ

Ряд исследователей процесса прокатки уже в первой трети нашего столетия считал, что продольные скорости частиц металла в каком-либо вертикальном сечении очага деформации изменяются по высоте, хотя, как правило, для доказательства такого мнения и не приводилось ни опытных, ни теоретических данных. Последующее развитие теории прокатки подтвердило, однако, правоту этих исследователей, и сейчас можно считать уже вполне доказанным, что при прокатке толстых полос в любом данном поперечно-вертикальном сечении очага деформации продольные скорости частиц металла распределяются неравномерно.

Непосредственному изучению вопроса о распределении горизонтальных скоростей металла при прокатке посвящены работы О. Г. Музалевского [59; 63], А. И. Колпашникова [60] и Т. М. Голубева [61; 62]. К сожалению, во всех этих работах, за исключением только работы О. Г. Музалевского [63], исследовались явления, происходящие на боковой поверхности полос, что сильно ограничивает область применения полученных в них результатов. Лишь в отмеченной работе О. Г. Музалевского приводятся данные, относящиеся к внутренним областям очага деформации. Методика этой работы уже была рассмотрена нами ранее.

И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев и В. Б. Ляшков [4] показали, что о распределении скорости при прокатке можно судить также по деформированному состоянию металла. На рис. 36 приведены эпюры продольных скоростей металла в очаге деформации, относящиеся к прокатке высоких полос и построенные по данным указанной работы.

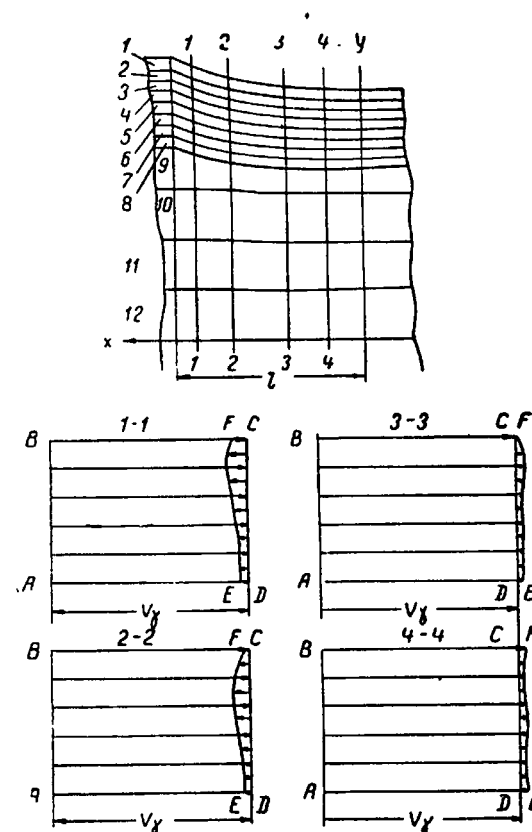


Рис. 56. Продольные скорости перемещения частиц в очаге деформации [4]

Вид этих кривых, как и кривых О. Г. Музалевского, качественно совпадает с эпюрами, предложенными А. И. Целиковым.

Неравномерность в распределении горизонтальных скоростей перемещения частиц металла при прокатке приводит иногда к тому, что при определенных условиях металл на некотором участке контактной поверхности не проскальзывает по валкам в продольном направлении, а перемещается вместе с валками.

В существовании такой зоны, в пределах которой скольжение металла по валку отсутствует, так называемой «зоны прилипа-

ния», были убеждены еще Н. А. Соболевский и А. Ф. Головин. К таким же выводам пришел Е. В. Пальмов [84].

Для экспериментального определения положения и протяженности зоны прилипания при прокатке предложены различные методы:

1) методы, основанные на непосредственном замере или сравнении скоростей прокатываемой полосы и валков;

2) методы, основанные на изучении деформированного состояния металла;

3) методы, основанные на изучении распределения контактных сил трения.

К исследованиям, проведенным по первой группе методов относятся работы О. Г. Музалевского [59], Т. М. Голубева [61; 62], А. И. Колпашникова [60] и И. М. Павлова и Е. Базана [77].

В работах О. Г. Музалевского, Т. М. Голубева (частично) и А. И. Колпашникова зона прилипания определена по явлениям, происходящим на боковой поверхности полос. Мы не будем останавливаться на этих исследованиях, так как полученные в них результаты вследствие искажений, связанных с уширением, не могут быть перенесены на внутренние зоны очага деформации.

Методы И. М. Павлова и Е. Базана [77] «скользящей образующей» и «следов на недокате», представляющие значительный интерес, к сожалению, были использованы только при прокатке сравнительно низких полос и поэтому их здесь также не описываем.

Э. Орован, М. Л. Зарошинский, Т. М. Голубев и И. Я. Тарновский с сотрудниками изучали явление прилипания с помощью второй группы методов.

Наиболее убедительные результаты получены в работах М. Л. Зарошинского, И. Я. Тарновского и В. Н. Трубина [4; 12; 78], в которых о прилипании судили по изменению размеров ячеек координатной сетки или по изменению расстояния между поперечными рисками, нанесенными на контактной поверхности металлических образцов.

О положении и протяженности зоны прилипания можно также судить по данным наших опытов по исследованию неравномерности деформации при прокатке, описанных в предыдущем параграфе (кривые, относящиеся к контактным поверхностям полосы). Зоне прилипания на приведенных там графиках для точек контактных поверхностей отвечают участки, в пределах которых величины коэффициентов деформации сохраняют постоянное значение (см. рис. 40, 47, 51 и др.).

Большинство исследователей процесса прокатки — Ф. Кербер и А. Эйхингер [79], А. И. Целиков [80], А. А. Королев [81], И. М. Павлов и Е. Базан [77], И. Я. Тарновский и А. А. Поздеев [82], А. П. Чекмарев [11], А. П. Грудев [83] и многие другие — считают, что о положении и протяженности зоны прили-

пания можно судить по характеру распределения сил трения по дуге захвата (третья группа перечисленных нами выше методов). К сожалению, по этому вопросу пока нет достаточного количества материалов, в том числе и экспериментальных.

Приведем для полноты имеющиеся в литературе мнения по вопросу о количественной стороне явления прилипания.

Н. А. Соболевский полагал, что при любом нормально протекающем процессе прокатки зона прилипания охватывает всю контактную поверхность. Опытные данные этого положения полностью не подтверждают.

А. Ф. Головин, А. И. Целиков, Е. В. Пальмов [84], А. П. Чекмарев [11], М. Л. Зарошинский, Т. М. Голубев [61] и др. считают, что в общем случае на контактной поверхности, наряду с зоной прилипания, имеется и зона скольжения. Из работ этих исследователей можно сделать вывод, что при прочих равных условиях протяженность зоны прилипания растет вместе с увеличением исходной толщины полосы.

Э. Орован [53], А. А. Королев [81] и некоторые другие полагают, что относительная длина зоны прилипания с ростом толщины полосы, напротив, уменьшается.

Исследования И. Я. Тарновского и сотрудников [4; 12; 78], а также последующие опыты подтверждают безусловную правоту первой группы исследователей.

Что касается влияния на протяженность зоны прилипания коэффициента трения, точнее, сил трения, то, как нам кажется, все согласны с тем, что при повышении коэффициента трения длина зоны прилипания также увеличивается.

Удовлетворительного теоретического решения вопроса о прилипании в литературе пока не имеется.

Некоторые из наших опытов, проведенных в заводских условиях, имели своей целью изучение деформации контактных слоев. Опытные слитки имели на поверхности углубления диаметром 5 мм и глубиной 20 мм, расположенные с шагом 20 мм. В углубления были вставлены штыри. Прокатка слитков производилась с затормаживанием двигателя. Перед прокаткой и после нее измеряли шаг штырей. По результатам замеров определяли вытяжки контактного слоя и строили кривые нарастающих вытяжек. Эти кривые приведены на рис. 57—59. Там же приведены и данные об условиях прокатки слитков. Опыты позволили установить, что при $\frac{l}{H} = 0,36$ длина зоны прилипания по продольно-вертикальной плоскости симметрии слитков составляет 62% от длины дуги захвата, а при $\frac{l}{H} = 0,50$ и $0,69$ — соответственно 46 и 33%. При этом протяженность зоны прилипания у краев раската имеет меньшую величину, чем посередине ширины слитка.

Вопрос об опережении металла при прокатке высоких полос также принадлежит к числу малоизученных вопросов. И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев и В. Б. Ляшков [4] отмечают, что «вопрос об опережении, кажущийся весьма простым и окончательно решенным в теории прокатки, основанной на гипотезе плоских сечений, в реальных условиях прокатки заготовки и сортового металла, когда неравномерность деформации значительна.

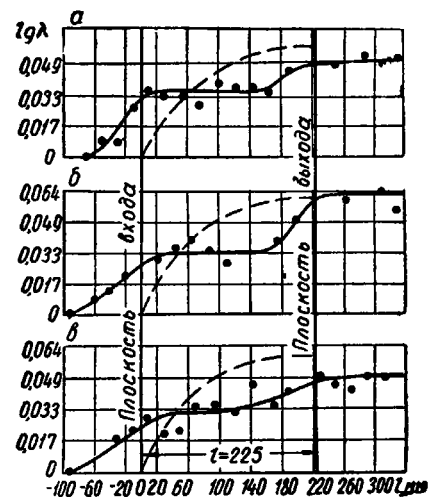


Рис. 57. Кривые нарастающих вытяжек на контактной поверхности слитка ($H \times B = 676 \times 536$ мм; $\Delta H = 100$ мм; $\frac{l}{H} = 0,36$):

а — для среднего ряда шпилек нижней контактной поверхности; б — для среднего ряда шпилек верхней контактной поверхности; в — для крайнего ряда шпилек нижней контактной поверхности

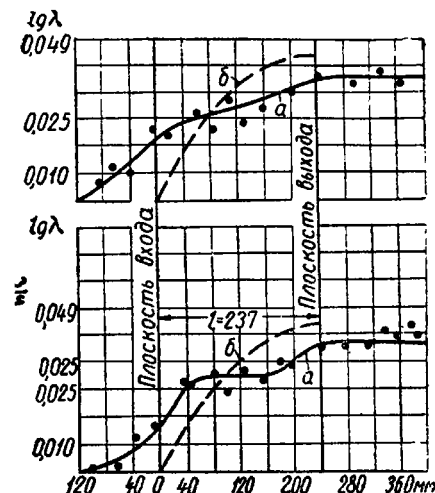


Рис. 58. Кривые нарастающих вытяжек на контактной поверхности при прокатке слитка ($H \times B = 538 \times 690$ мм; $\Delta H = 116$ мм; $\frac{l}{H} = 0,5$):

а — средний ряд шпилек; б — крайний ряд шпилек; в — вытяжка в условиях равномерной деформации

является гораздо более сложным, связанным со всей кинематикой и силовыми условиями процесса прокатки и нуждающимся в дальнейшем изучении». По существу к такому же выводу пришли и Б. П. Бахтинов и М. М. Штернов, указавшие на непригодность известной формулы Э. Финка для расчета опережения при прокатке высоких полос [85].

Причиной расхождения величин опережения, полученных расчетным и экспериментальным методами, по мнению Б. П. Бахтинова и М. М. Штернова [85], является искривление сечения равных скоростей (критического сечения); по мнению А. П. Чекмарева — воздействие зон затрудненной деформации.

Зависимость опережения от высоты полосы опытным путем изучалась в ряде исследований [4; 70; 86 и др.].

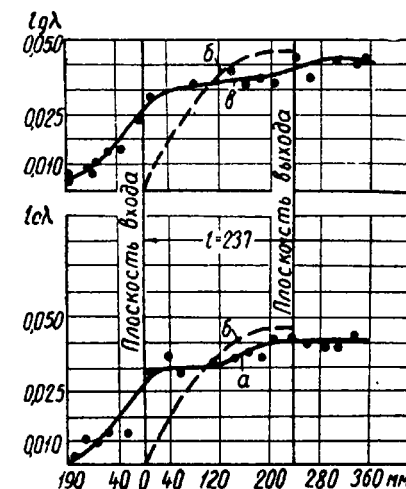


Рис. 59. Кривые нарастающих вытяжек на контактной поверхности при прокатке слитка ($H \times B = 398 \times 398$ мм; $\Delta H = 112$ мм; $\frac{l}{H} = 0,693$):

а — средний ряд шпилек; б — вытяжка в условиях равномерной деформации; в — крайний ряд шпилек

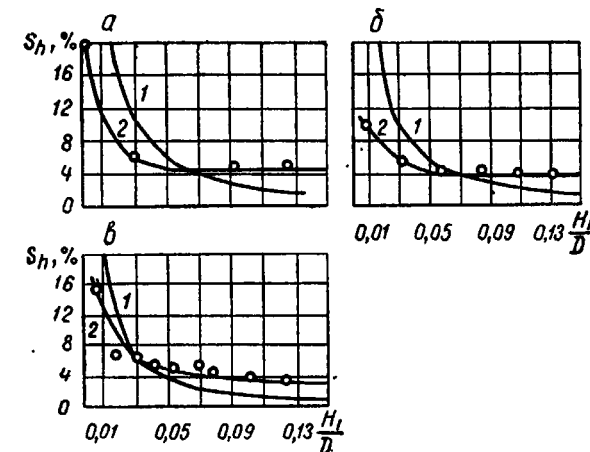


Рис. 60. Зависимость опережения от отношения $\frac{H_1}{D}$ по опытам Блехмана:

а — при $\Delta H = 5$ мм; б — при $\Delta H = 4$ мм; в — при $\Delta H = 2$ мм

Данные опытов Блехмана приведены на рис. 60. На рис. 61 те же данные представлены в зависимости от фактора $\frac{l}{H}$. На

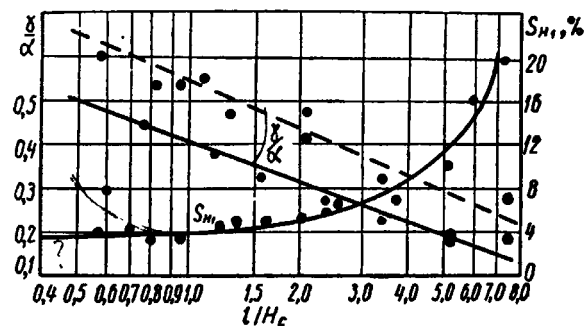


Рис. 61. Зависимость опережения и отношения $\frac{\gamma}{\alpha}$ от $\frac{l}{H}$ (по опытам Блехмана)

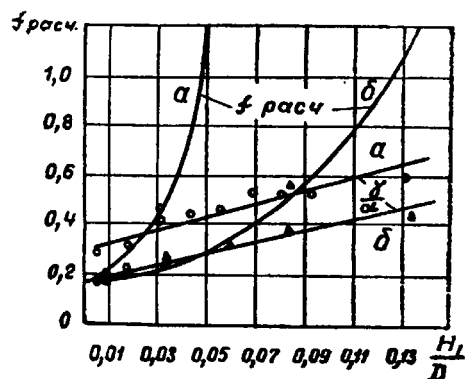


Рис. 62. Зависимость отношения $\frac{\gamma}{\alpha}$ от $\frac{H_1}{D}$ (по опытам Блехмана)
а при $\alpha = 9^\circ 10'$; б — при $\alpha = 12^\circ 50'$

рис. 62 приведены значения отношения $\frac{\gamma}{\alpha}$ (γ — критический угол; α — угол захвата), подсчитанные по данным опытов Блехмана при помощи формулы Э. Финка

$$S_{H_1} = \frac{[H_1 + D(1 - \cos \gamma)] \cos \gamma}{H_1} - 1,$$

где S_{H_1} — опережение металла при прокатке.

Опыты Блехмана были выполнены на свинцовых образцах. Прокатку образцов производили на стане со стальными валками. Для замера опережения был использован метод кернов.

Опыты М. И. Бояршинова и В. В. Мельцера [70] были проведены также на свинцовых образцах с исходными размерами $H_0 \times L_0 \times B_0 = 30 \times 70 \times 50 \text{—} 60 \times 400 \text{ мм}$. Прокатку вели на стальных валках диаметром 60 и 80 мм. Скорость прокатки составляла 15—20 мм/сек. Опережение определяли по методу кернов с контрольными опытами определения опережения по способу, разработанному Г. Э. Аркулисом (одновременная запись пути обоих концов полосы и точки поверхности валка). Результаты опытов представлены на рис. 63.

Если по этим данным с помощью формулы Финка определить величину критического угла γ , то этот угол не только превзойдет половину угла захвата $\frac{\alpha}{2}$, но в ряде случаев и весь угол захвата α .

Согласно теории прокатки, основанной на гипотезе плоских сечений, $\gamma \leq 0,5\alpha$, однако опытные данные И. Я. Тарновского, А. А. Поздеева и В. Б. Ляшкова [4] и И. Я. Тарновского и Ю. И. Одинокова [86] показывают, что при малых значениях фактора формы $\frac{l}{H}$ величина критического угла может значительно превышать половину угла захвата, если речь идет о внутренних слоях полосы.

В последние годы разработан и успешно осуществлен ряд оригинальных методов экспериментального определения удельных сил нормального давления и трения на контактных поверхностях прокатываемого металла. В литературе имеются некоторые указания относительно того, что полученные при этом эпюры могут быть использованы для определения положения нейтрального сечения и величины критического угла [80; 81 и др.].

Существует мнение, что критический угол соответствует тому сечению очага деформации, в котором касательные напряжения проходят через нуль и меняют свой знак [81]. Это, по нашему мнению, правильно, но все существующие методы позволяют находить касательные напряжения только на контактной поверхности прокатываемой полосы, а не внутри очага деформации. И если предположение Б. П. Бахтинова и М. М. Штернова о криволинейности критического сечения справедливо, то нет ничего удивительного в том, что при прокатке высоких полос измеренный таким образом критический угол при уменьшении $\frac{l}{H}$ не только не увеличивается, но даже уменьшается, как это нашёл, например, Д. И. Пирязев [87]. Вопрос же о форме и положении критической поверхности внутри очага деформации при этом остается по-прежнему открытым.

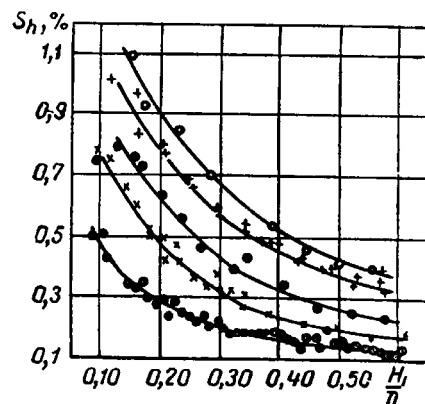


Рис. 63. Зависимость опережения от обжатия и отношения $\frac{H_1}{D}$:
 $D = 80 \text{ мм}$; \circ — $\alpha = 8^\circ 40'$; \times — $\alpha = 12^\circ 14'$; \bullet — $\alpha = 15^\circ$; $+$ — $\alpha = 17^\circ 20'$; \circ — $\alpha = 19^\circ 24'$ (по опытам М. И. Бояршинова и В. В. Мельцера [70]).

В 1954—1955 гг. И. Л. Перлин [88] высказал соображения о том, что «представление о физической сущности процесса прокатки... требует точного совпадения положения максимума удельного давления на дуге захвата с нейтральным сечением». Возражая И. Л. Перлину, А. И. Целиков писал: «Анализ условий равновесия элементов... определенно показывает, что нейтральное сечение не должно совпадать с сечением максимального давления...» [80]. Многочисленные опыты как будто подтверждают взгляды А. И. Целикова по этому вопросу — при прокатке вы-

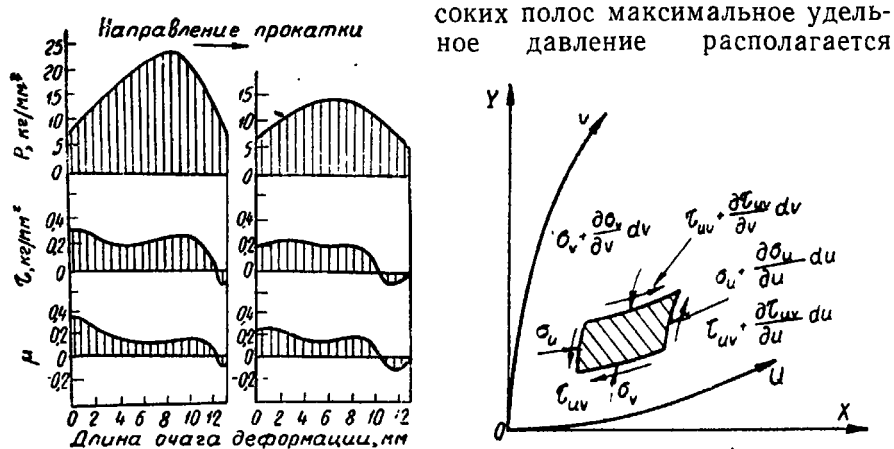


Рис. 64. Удельные силы давления и трения и коэффициент трения при прокатке свинца (по Д. И. Пирязеву [87])

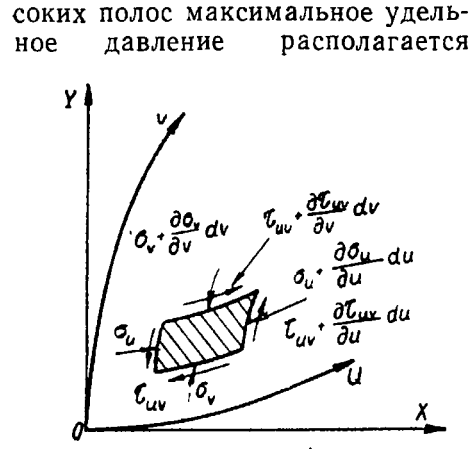


Рис. 65. Схема к использованию криволинейных координат

обычно вблизи от плоскости входа металла в валки (см., например, данные Ф. Е. Долженкова [22] по прокатке свинцовых полос), в то время как силы трения на контактной поверхности становятся равными нулю где-то у плоскости выхода [87] (см. рис. 20 и 64) и, следовательно, рассматриваемые сечения действительно не совпадают друг с другом. Но из высказываний А. И. Целикова можно сделать вывод о том, что оба эти характерные сечения должны быть расположены вблизи друг друга. В опытах же по прокатке толстых полос они находятся обычно на слишком большом расстоянии. Объяснения этого противоречия в литературе не имеется.

Для выяснения вопроса попытаемся сначала воспользоваться имеющимися данными о распределении на контактной поверхности нормальных и касательных напряжений. С этой целью исследуем взаимное расположение сечений максимального удельного давления и нейтрального несколько более строго, чем это было сделано И. Л. Перлиным и А. И. Целиковым.

Предположим, что критическое сечение представляет собой изогнутую поверхность, и вместо декартовых координат восполь-

зуемся криволинейными ортогональными координатами (рис. 65). Для простоты ограничимся рассмотрением плоской задачи, тогда координатные поверхности спроектируются на продольно-вертикальную плоскость в координатные линии. Начало координат расположим в точке пересечения нейтральной линии с осью симметрии прокатываемой полосы. Обозначения координатных линий и напряжений, действующих на выделенный элемент, приведены на рис. 65.

Путем анализа уравнений равновесия элемента полосы, записанных в криволинейных координатах [89], можно показать, что в общем случае сечение максимального значения σ_φ (рис. 65) не совпадает с критическим или нейтральным сечением.

Для оценки расстояния между двумя указанными сечениями воспользуемся тем, что в пределах каждой данной достаточно малой области в качестве криволинейных координат можно использовать обычные полярные координаты. Пусть такими координатами являются радиус кривизны r и угол между направлением r и направлением прокатки — φ (рис. 66). Уравнения равновесия, необходимые для нашей оценки в пределах достаточно малых областей, будут иметь вид:

для выпуклости нейтрального сечения, обращенной в сторону выхода металла из валков,

$$-r \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial \tau_{r\varphi}}{\partial \varphi} + \sigma_r - \sigma_\varphi = 0; \quad (II.5)$$

для выпуклости сечения, направленной в сторону входа металла в валки,

$$r \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial \tau_{r\varphi}}{\partial \varphi} + \sigma_r - \sigma_\varphi = 0. \quad (II.6)$$

Так как в критическом сечении, т. е. при $r = r_0$ (r_0 — радиус кривизны нейтрального сечения), $\tau_{r\varphi} = 0$, а $\sigma_\varphi - \sigma_r = 2\tau_s$ (это следует из условия пластичности), то по уравнению (II.5) получим

$$-r_0 \frac{\partial \sigma_\varphi}{\partial r} \Big|_{r=r_0} - 2\tau_s = 0,$$

откуда

$$\frac{\partial \sigma_\varphi}{\partial r} \Big|_{r=r_0} = -\frac{2\tau_s}{r_0}. \quad (II.7)$$

По уравнению (II.6)

$$r_0 \frac{\partial \sigma_\varphi}{\partial r} \Big|_{r=r_0} - 2\tau_s = 0 \quad \text{и} \quad \frac{\partial \sigma_\varphi}{\partial r} \Big|_{r=r_0} = \frac{2\tau_s}{r_0}. \quad (II.8)$$

Равенства (II.7) и (II.8) показывают, что максимум σ_φ располагается тем ближе к нейтральному сечению, чем больше ра-

диус кривизны этого сечения r_0 , и что этот максимум находится в зоне отставания, если выпуклость нейтрального сечения обращена в сторону выхода металла из валков, и в зоне опережения, если выпуклость направлена в обратную сторону.

Приведенные выкладки позволяют несколько уточнить характер нейтрального сечения по сравнению с предположенным Б. П. Бахтиновым и М. М. Штерновым. Схема, полученная нами на основе имеющегося в литературе экспериментального материала, для случая прокатки высоких полос приведена на рис. 67.

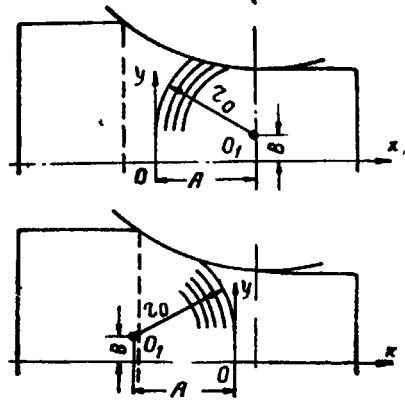


Рис. 66. Схемы к переходу от криволинейных координат к полярным

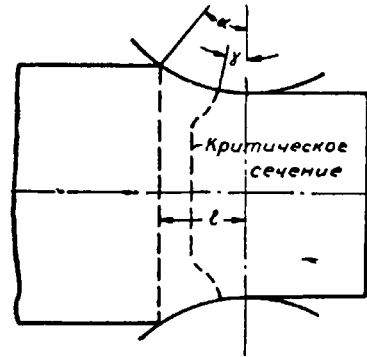


Рис. 67. Предположительный характер критического сечения при прокатке высоких полос

Выше были описаны опыты, посвященные изучению распределения деформаций по очагу деформации. Эти опыты удалось использовать для экспериментального определения положения и формы критического сечения, а следовательно, для проверки изложенных выше соображений.

Разделим прокатываемую полосу на ряд элементарных объемов. Для каждого из этих объемов действителен закон постоянства объема (в кинематической форме):

$$h_0 b_0 v_0 = h_x b_x v_x. \quad (II.9)$$

Из равенства (II.9) получим

$$\frac{v_0}{v_x} = \frac{h_x}{h_0} \cdot \frac{b_x}{b_0}. \quad (II.10)$$

С другой стороны, закон постоянства объема может быть записан как

$$h_0 b_0 l_0 = h_x b_x l_x, \quad (II.11)$$

где h_x , b_x , l_x — размеры элемента полосы.

Уравнение (II.11) можно переписать следующим образом:

$$\frac{l_0}{l_x} = \frac{h_x}{h_0} \cdot \frac{b_x}{b_0}. \quad (II.12)$$

Подставляя последнее в выражение (II.10), получим

$$\frac{v_0}{v_x} = \frac{l_0}{l_x}. \quad (II.13)$$

Если обозначить [4] $\frac{l_x}{l_0} = \lambda_x$, тогда

$$\frac{v_0}{v_x} = \frac{1}{\lambda_x}, \quad (II.14)$$

где λ_x — нарастающая вытяжка.

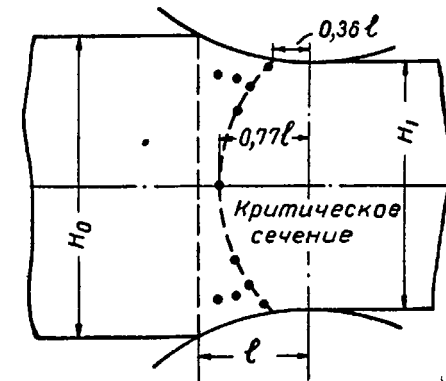
В критическом сечении, по всей его высоте,

$$v_x = v_y = v_z \cos \gamma = \text{const},$$

где γ — критический угол (на контактной поверхности).

Таким образом, в критическом сечении в соответствии с урав-

Рис. 68. Характер критического сечения при прокатке полосы с отношением $\frac{l}{H} = 0,36$



нением (II.14) выравниваются и продольные вытяжки элементарных полос λ_x .

В опытах, описанных выше, относительно этой величины приведены многочисленные данные, позволяющие с помощью выражения (II.13) по известному (хотя бы ориентировочно) значению критического угла на контактной поверхности полосы найти положение критического сечения и внутри очага деформации.

Сведения о деформации различных слоев полосы при прокатке толстых полос и условиях экспериментов представлены в виде графиков на рис. 33—42.

Определяя геометрическое место точек, для которых $\lambda_x = \lambda_{\pi}$ (λ_{π} — вытяжка металла в зоне прилипания), найдем положение критического сечения.

Полученные таким образом данные о положении и форме критического сечения для полосы, прокатанной при $\frac{l}{H} = 0,36$, приведены на рис. 68. Аналогичные результаты получены и для других случаев прокатки высоких полос.

Этими опытами подтверждаются как наши теоретические выкладки, так и предположения Б. П. Бахтинова и М. М. Штернова о криволинейности критического сечения и его значительном смещении в сторону входа металла в валки при прокатке высоких полос.

14. УШИРЕНИЕ ПРИ ПРОКАТКЕ ВЫСОКИХ ПОЛОС

Выше мы останавливались на вопросе о распределении деформаций, в том числе и поперечных деформаций, по объему прокатываемого металла. Приведем теперь данные о полном уширении при прокатке на блюминге, определяемом путем замера габаритных размеров раскатов.

Вопросы уширения при прокатке, в том числе и «высоких» полос, имеют серьезное практическое значение.

Известно, что величина полного уширения и его распределение по высоте раската имеют непосредственное значение при разработке схем прокатки и калибровки валков. От особенностей распределения уширения зависит также и качество прокатной продукции с точки зрения возможности образования закатов и трещин. Как будет показано, распределение уширения по высоте раската дает определенные основания для оценки характера напряженного состояния деформируемого металла, в связи с чем появляется возможность оценивать качество металла и по отношению к внутренним дефектам (разрывам).

Остановимся на некоторых работах, посвященных изучению полного уширения металла при прокатке высоких полос.

В. В. Мельцер-Шафран свои опыты по распределению уширения по высоте полосы проводил со свинцовыми образцами [6]. Прокатка производилась на двухвалковом стане со стальными грубообработанными валками диаметрами 60 (первая серия) и 80 мм (вторая серия опытов).

В первой серии опытов были прокатаны два образца с начальными размерами $H_0 \times B_0 \times L_0 = 70 \times 60 \times 400$ мм: образец № 1 за 34 пропуска с обжатиями 1,25—1,45 мм за пропуск и образец № 2 — за 17 пропусков с обжатиями 2,53—2,82 мм за пропуск. Замеры образцов производили после каждого пропуска на достаточно большом расстоянии от обоих концов полосы; при этом через 6—14 пропусков боковые грани протрагивали.

По данным замеров были подсчитаны: $\frac{\Delta B_k}{\Delta H}$ — уширение у кон-

тактных поверхностей полосы; $\frac{\Delta B_{ц}}{\Delta H}$ — уширение посередине вы-

соты и $\frac{\Delta B_c}{\Delta H}$ — приведенное (усредненное) уширение. Результа-

ты представлены на графике рис. 69 в зависимости от отношения $\frac{H}{l}$.

Экстраполяция опытных кривых по рис. 69 в сторону малых отношений $\frac{H}{l}$ дает пересечение при значении $\frac{H}{l}$ порядка 1,25,

или $\frac{l}{H}$ около 0,8. Для уточнения условия приблизительно равно-

мерного распределения уширения по высоте ($\Delta B_k = \Delta B_{ц} = \Delta B_c$) была проведена вторая серия опытов с образцами, имевшими начальную толщину $H_0 = 5,6—18,1$ мм и начальную ширину

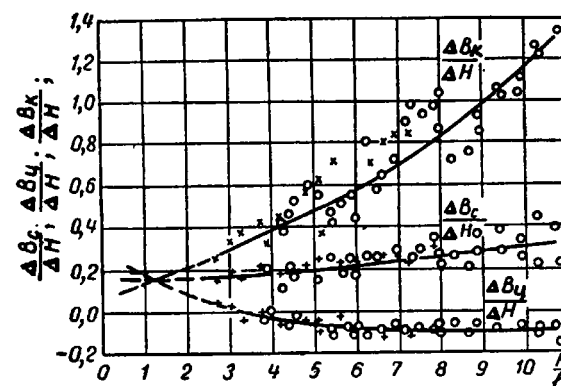


Рис. 69. Уширение при прокатке высоких полос (по опытам В. В. Мельцера-Шафран [6])

$B_0 \approx 40$ мм. Каждый образец был прокатан с обжатием 0,9—2,6 мм. Эти опыты показали, что приблизительно равномерное распределение уширения наблюдается в интервале отношений $\frac{l}{H} = 0,8—0,9$.

В. В. Мельцер-Шафран правильно отмечает [6], что «...наблюдаемая при прокатке высоких полос значительная неравномерность распределения уширения объясняется главным образом сложным влиянием внешних по отношению к геометрическому очагу деформации частей полосы на распределение напряжений и деформаций в очаге деформации».

Опыты А. П. Чекмарева и В. М. Клименко по уширению [68; 69; 90] были проведены непосредственно на промышленных обжимных станах.

Результаты опытов представлены в виде графиков на рис. 70, 71:

$$\frac{\Delta B_l}{\Delta H} = f\left(\frac{H}{D}\right) \quad \text{и} \quad \frac{\Delta B_l}{\Delta H} = f\left(\frac{H}{l}\right).$$

При этом ΔB_l — максимальное уширение по высоте слитка (ΔB_{\max}) или уширение в центральной части по высоте ($\Delta B_{ц}$).

К сожалению, авторы недостаточно полно описывают условия экспериментов и поэтому использование и сколько-нибудь полный анализ результатов опытов затруднительны.

Об условиях равномерного распределения уширения по высоте полосы по данным А. П. Чекмарева и В. М. Клименко судить трудно, но все же можно полагать, что эта равномерность отвечает значениям $\frac{l}{H} \approx 0,6—0,8$.

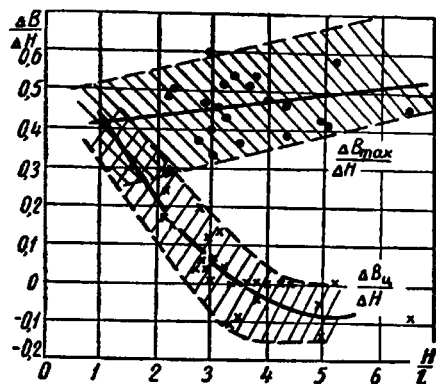


Рис. 70. Уширение при прокатке слитков на блюминге (по данным В. М. Клименко [68])

П. А. Александров [18] в своих опытах, проведенных также в производственных ус-

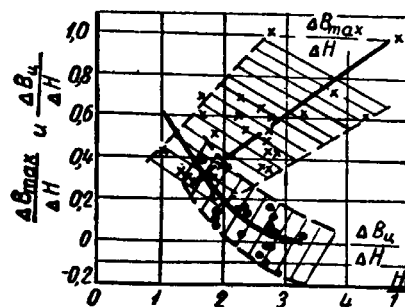


Рис. 71. Уширение при прокатке слитков (Ст. 08кп, 10кп, 2кп, 3кп, 3сп, МЗ мост) на слэбинге и блюминге по данным В. М. Клименко [68]

ловиях, получил примерно такие же результаты в отношении уширения, что и А. П. Чекмарев и В. М. Клименко.

На рис. 72 изображена зависимость показателей уширения от отношения $\frac{H_0}{l}$ при прокатке стальных полос, полученная в опытах Ф. Е. Долженкова [22]. Как видно из этого рисунка, равномерное уширение имело место при $\frac{H_0}{l} \approx 1,8$ или $\frac{l}{H}$ около 0,6. Аналогичные результаты были получены и при прокатке свинцовых образцов.

Из опытов Ф. Е. Долженкова можно сделать вывод о том, что при прокатке высоких полос изменения коэффициента трения на величине уширения почти не сказываются.

Опыты Ф. Е. Долженкова показали также, что увеличение числа проходов при прочих равных условиях увеличивает уширение, а не уменьшает, как это обычно имеет место при более высоких отношениях $\frac{l}{H}$, характерных для прокатки на сортовых станах. Увеличение уширения с ростом дробности деформации находится в полном соответствии с современными взглядами на

зависимость напряженного и деформированного состояния металла при прокатке на блюминге от фактора формы $\frac{l}{H}$.

С целью изучения закономерностей уширения при прокатке слитков на блюминге нами были использованы результаты описанных ранее заводских опытов. Как и в опытах Д. И. Старченко и др. [20], был применен метод ступенчатых недокатов, что позволяло на одном и том же слитке получать до 4—5 темплетов и тем самым изучать влияние последовательных обжатий на величину и характер уширения металла (рис. 48).

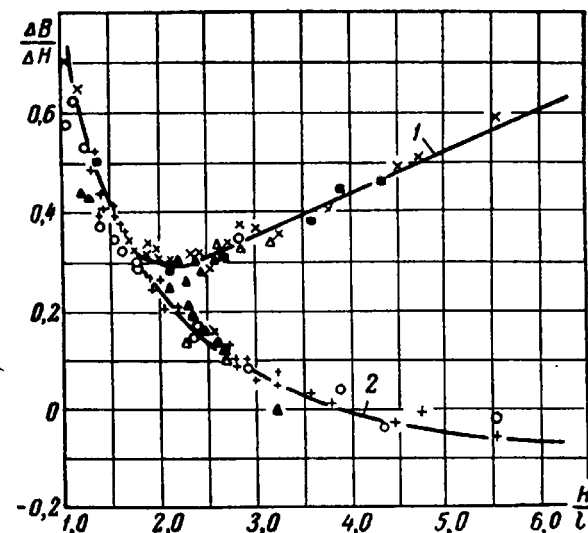


Рис. 72. Уширение при прокатке стали (по Ф. Е. Долженкову [22]):
1 — у контактной поверхности; 2 — посередине высоты полосы

Основные сведения о проведенных опытах по изучению уширения сведены в табл. 21. Как видно из этой таблицы, обжатия за пропуск составляли 40—116 мм, фактор формы $\frac{l}{H} = 0,22—0,78$, а отношение средней ширины раската к длине дуги захвата $\frac{B_c}{l}$ колебалось от 2 до 4. Указанные условия, как известно, характерны для прокатки на современных блюмингах.

Опыты позволили получить сведения об уширении как при контактных, так и центральных (или средних по высоте) слоев, а также о среднем, или как его часто называют, приведенном уширении. Результаты опытов представлены нами в виде графиков на рис. 73, 74, а также в виде приближенных математических зависимостей.

Уширение при прокатке на блюминге
(Заводские опыты)

Опыт	Температура	H, мм	ΔH , мм	D_k , мм	$B_{ц}$, мм	B_{max} , мм	$\frac{l}{H}$	$\Delta B_{ц}$, мм	ΔB_{max} , мм	ΔB_c , мм	$\frac{\Delta B_{ц}}{\Delta H}$	$\frac{\Delta B_{max}}{\Delta H}$	$\frac{\Delta B_c}{\Delta H}$
А	T_1	695	45	990	563	563	0,22	1,0	11	4	0,02	0,24	0,09
	T_2	650			564	574							
Б	T_1	695	103	990	563	563	0,35	5	28	13	0,05	0,27	0,13
	T_2	592			568	591							
В	T_1	713	98	950	570	570	0,33	2	34	13	0,02	0,35	0,13
	T_2	615			572	604							
Г	T_3	546	69	950	579	625	0,31	7	21	12	0,10	0,30	0,17
	T_1	543			557	584							
Д	T_2	463	80	1007	568	605	0,40	11	21	14	0,14	0,26	0,18
	T_1	410			485	495							
	T_2	358	52	1005	494	519	0,42	9	24	14	0,17	0,46	0,27
	T_3	300			509	533							
	T_4	238	62	1005	529	551	0,65	20	18	19	0,32	0,28	0,31
	T_5	182			550	569							
Е	T_1	635	56	1005	540	560	0,80	21	18	20	0,38	0,32	0,36
	T_2	530			545	580							
	T_3	460	70	1020	560	610	0,38	15	30	20	0,21	0,43	0,28
	T_1	587			390	390							
Ж	T_2	547	40	1000	390	410	0,25	0	20	7	0,0	0,50	0,18
	T_3	492			393	424							
З	T_1	400	69	1000	397	397	0,51	11	18	13	0,16	0,26	0,19
	T_2	331			408	415							
	T_3	269	62	1000	422	430	0,59	14	15	15	0,23	0,24	0,24
	T_4	222			436	442							
И	T_1	590	62	1010	399	409	0,32	—1	32	10	—0,02	0,52	0,16
	T_2	528			398	441							
	T_3	456	72	1010	407	460	0,39	9	19	12	0,12	0,26	0,17
	T_1	520			500	500							
К	T_2	431	89	1010	515	546	0,45	15	46	25	0,17	0,52	0,28
	T_3	357			531	565							
	T_4	292	65	1010	553	580	0,56	22	15	20	0,34	0,23	0,31
	T_1	538			630	630							
Л	T_2	422	116	1000	650	658	0,50	20	28	23	0,17	0,24	0,20
	T_1	401			483	495							
М	T_2	358	43	990	493	517	0,38	10	22	14	0,23	0,51	0,33
	T_3	300			510	534							
	T_4	238	62	990	524	550	0,65	14	16	15	0,23	0,26	0,24
	T_5	182			552	568							
Н	T_1	676	75	1000	536	536	0,79	28	18	23	0,50	0,32	0,41
	T_2	601			546	570							
О	T_1	400	108	1000	400	400	0,30	10	34	18	0,13	0,45	0,24
	T_2	292			430	435							
П	T_1	400	58	1000	400	400	0,46	9	15	12	0,16	0,26	0,21
	T_2	342			409	415							

Для определения приведенного уширения может быть использована формула

$$\frac{\Delta B_c}{\Delta H} = 0,61 \frac{l}{H} - 0,05. \quad (II.15)$$

Для определения уширения приконтактных и средних по высоте слитка слоев можно пользоваться формулами:

$$\frac{\Delta B_k}{\Delta H} = 0,22 \frac{H}{l} - 0,13; \quad (II.16)$$

$$\frac{\Delta B_{ц}}{\Delta H} = 0,72 \frac{l}{H} - 0,16. \quad (II.17)$$

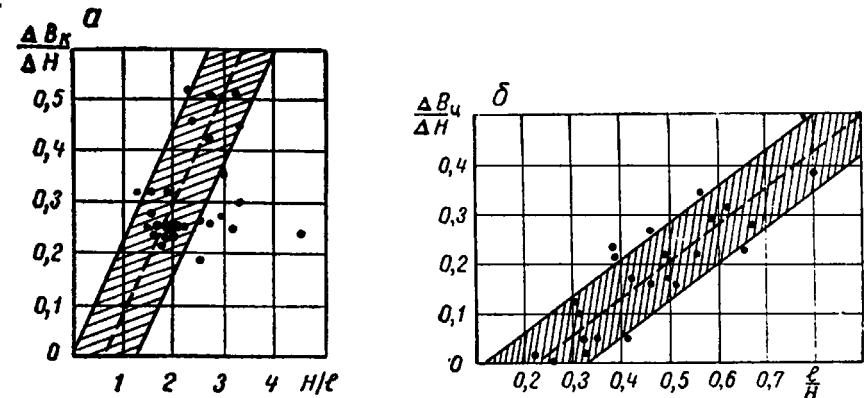


Рис. 73. Уширение приконтактных (а) и центральных (б) слоев слитков при прокатке на блюминге (заводские эксперименты)

Как видно из рис. 73, при $\frac{l}{H} \approx 0,5—0,6$ уширение слоев раската практически одинаково, при значениях отношения $\frac{l}{H} > 0,8$ боковые поверхности слитка имеют форму одинарной бочки. При отношении $\frac{l}{H} < 0,2$ уширение средних по высоте слоев становится отрицательным.

Не останавливаясь на других работах по определению уширения при прокатке «высоких» полос, приведем только некоторые дополнительные данные, относящиеся к установлению условий равномерного распределения уширения по высоте раската.

Т. М. Голубев условие образования «вогнутой деформации» определяет выражением

$$\frac{D\Delta H}{H_0 H_1} < 0,5,$$

которое после некоторых преобразований с очень небольшой погрешностью можно записать в виде

$$\frac{l}{H} < 0,5.$$

И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев и В. Б. Ляшков [4] нашли, что «...как показывают опытные данные, образование одинарной бочки происходит при $\frac{l}{H} > 0,8$, а при $\frac{l}{H} < 0,8$ развивается

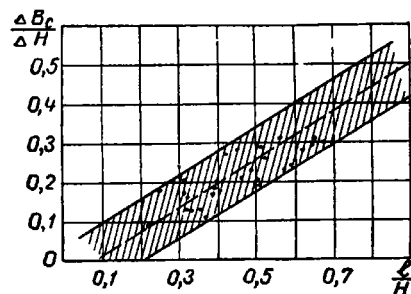


Рис. 74. Приведенное (среднее) уширение металла при прокатке слитков на блюминге (заводские эксперименты)

двойное бочкообразование как в поперечном, так и в продольном направлениях очага деформации».

Переход вогнутого контура боковой поверхности в бочкообразный при прокатке со свободным уширением, по данным М. Л. Зарошинского, совпадает с условием

$$\frac{H}{l} \approx 1.$$

Обработка тщательных и хорошо поставленных опытов Н. Метца по горячей прокатке

стали позволила установить, что переход от одинарной к двойной бочке совершается при $\frac{l}{H} \approx 0,7$. Примерно то же значение для $\frac{l}{H}$ дают некоторые опыты К. Кодрона по прокатке свинца [91].

$$\frac{l}{H} \approx 0,64.$$

Все рассмотренные выше условия перехода от одинарного к двойному бочкообразованию при прокатке «высоких» полос в гладких валках сопоставлены ниже. Эти условия записаны через отношение $\frac{l}{H}$.

В. В. Мельцер-Шафран [6]	0,8—0,9
А. П. Чекмарев и В. М. Клименко	0,6—0,8
П. А. Александров [18]	0,55
Ф. Е. Долженков [22]	0,6
Т. М. Голубев	0,5
По нашим опытам	0,6—0,8
М. Л. Зарошинский	1,0
Н. Метц и К. Кодрон [91]	0,6—0,7

При вычислениях там, где это было необходимо, принимали, что угол захвата $\alpha \approx 25^\circ$, как это обычно имеет место на практике.

Наблюдения показывают, что переход от двойного бочкообразования к одинарному совершается постепенно в значительном диапазоне изменения фактора формы $\frac{l}{H}$. При $\frac{l}{H} < 0,5$ двойное бочкообразование всегда большое, но при $0,8 > \frac{l}{H} > 0,5$ оно очень мало и на горячем металле его даже трудно установить. Затем при $\frac{l}{H} > 0,8$ максимальное уширение получается в середине толщины раската, но заметное одинарное бочкообразование получается лишь при $\frac{l}{H} > 1$. Таким образом, в пределах $0,5 < \frac{l}{H} < 1$ бочкообразование вообще выражено слабо.

Наконец, необходимо отметить, что отношение $\frac{l}{H}$ безусловно является решающим, но не единственным фактором, определяющим напряженное и деформированное состояние металла при прокатке на блюминге и, в частности, величину и распределения уширения. Например, при проведении производственных опытов существенное влияние на распределение уширения может иметь неравномерность температуры металла по сечению слитка или раската. Ширина раската также оказывает некоторое влияние на поперечную деформацию и т. д.

В заключение остановимся на объяснении причин особого характера уширения металла при прокатке высоких полос. С этой целью рассмотрим сначала процесс кузнечной протяжки, схема которой была приведена на рис. 17, а. Как видно из этого рисунка, слои металла, расположенные у контактной поверхности, а также вблизи нее, вынуждены перемещаться под действием инструмента на значительное расстояние. Остальные слои в направлении к оси симметрии перемещаются на все меньшее и меньшее расстояние. Соответственно, как показывают опыты по осадке высоких полос, уменьшается и высотная деформация ε_z , имеющая наибольшую величину в приконтактной области. Так как металл, находящийся в геометрическом очаге, неразрывно связан с металлом внешних зон, поверхностные слои заготовки лишены возможности течь только в продольном направлении и вынуждены перемещаться и в поперечном. Естественно, что слои металла, испытывающие большие высотные деформации, испытывают также очень большие поперечные деформации и наблюдается большое уширение приконтактных слоев. По мере уменьшения высоты заготовки влияние внешних зон падает и, начиная с некоторого момента, становится ничтожным. Одновременно

Результаты замеров темплетов и коэффициенты уширения в опытах 3 и 4

№ темплетов	Число пропусков	B_0 мм	H_0 мм	ΔH мм	λ	$\frac{1}{\eta}$	$\frac{\Delta H_0}{H_0}$	Ширина, мм			Абсолютное уширение, мм			Показатель неравномерного уширения				$\frac{l}{H_{cp}}$ за пропуск
								B_k	$B_{\text{ц}}$	B_{cp}	ΔB_{max}	ΔB_{min}	ΔB_{cp}	$\frac{\Delta b_{\text{пр}}}{\Delta b_{cp}}$	$\frac{\Delta b_{\text{ц}}}{\Delta b_{cp}}$	$\frac{\Delta b}{B_0}$		
Опыт 3																		
О	—	572	710	—	—	—	—	572	572	572	—	—	—	—	—	—	—	—
А	1	—	595	115	1,160	1,193	16,2	608	578	588,0	36	6	16,0	2,25	0,37	2,8	0,37	
Б	3	—	591	119	1,162	1,200	16,8	625	572	590,0	53	0	18,0	2,95	0,00	3,3	0,20— 0,23	
Опыт 4																		
О	—	538	718	—	—	—	—	538	538	538	—	—	—	—	—	—	—	—
А	1	—	610	108	1,138	1,77	15,0	573,5	544,0	556	35,5	6	18,0	2,0	0,330	3,35	0,34	
Б	2	—	605	113	1,145	1,187	15,7	580	540	558,0	42	2,5	20,0	2,1	0,125	3,72	0,23— 0,27	

изменяются характер распределения высотных деформаций и уширение полосы.

Аналогичные явления наблюдаются и при прокатке (см. рис. 17, б). Увеличение числа проходов при прочих равных условиях способствует увеличению неравномерности деформации. В связи с этим еще больше увеличивается уширение приконтактных слоев металла.

Соответствующие данные были получены нами в описанных выше опытах по прокатке слитков, в частности, при прокатке слитков 3 и 4.

Результаты замеров представлены в табл. 22.

Как видно из табл. 22, с увеличением числа пропусков возрастает уширение приконтактных слоев и уменьшается уширение среднего по высоте слоя раската.

15. НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ МЕТАЛЛА ПРИ ПРОКАТКЕ ТОЛСТЫХ ПОЛОС

В литературе имеются указания о том, что металл, находящийся в очаге деформации, далеко не всегда испытывает действие только сжимающих напряжений (прокатка без натяжений), как это обычно считалось в элементарной теории прокатки, но в зависимости от параметров очага деформации в отдельных его областях существуют растягивающие напряжения. При этом напряженное состояние прокатываемого металла, как и деформированное состояние, характеризуется значительной неравномерностью в распределении напряжений по объему раската. Соответствующие схемы напряженного состояния, составленные на основе некоторых экспериментальных данных, полученных при различных условиях прокатки, были в свое время предложены рядом исследователей [4; 18; 22 и др.].

Все авторы приходят к одинаковому выводу о том, что при малых $\frac{l}{H}$ в средней части поперечного сечения действуют продольные растягивающие напряжения. Для объяснения же причин

особого характера напряженного состояния при прокатке высоких полос чаще всего авторы так или иначе прибегают к вопросу о распределении по высоте раската деформаций сжатия, повторяя те ошибки, о которых упоминалось ранее.

Рассмотрим основные методы, позволяющие оценить напряженное состояние металла при его прокатке.

Для анализа напряженного состояния металла при прокатке предложено несколько методов. Большая часть из них позволяет определять нормальные и касательные напряжения, действующие на контактных поверхностях, значительно меньшая — предназначена для исследования состояния частиц, находящихся внутри очага деформации. Не останавливаясь специально на первой группе методов (они достаточно подробно описаны в соответ-

ствующей литературе), рассмотрим только некоторые экспериментальные методы, относящиеся к определению напряжений внутри очага деформации.

Для оценки напряженного состояния металла при прокатке высоких полос О. Г. Музалевский воспользовался методикой, описанной выше, в соответствии с которой напряжения оценивались по искажению силуэтов отверстий, просверленных в образце [63]. О. Г. Музалевский построил схему расположения участков действия растягивающих напряжений. Эта схема представлена на рис. 75.

Для изучения напряженного состояния металла при прокатке Н. П. Скрыбин разработал методику [92], несколько отличающуюся от методики О. Г. Музалевского. Н. П.

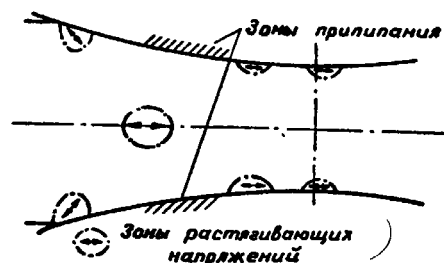


Рис. 75. Схема расположения участков действия растягивающих напряжений при прокатке высокой полосы (по опытам О. Г. Музалевского [63])

Скрыбин полагает, что увеличение или уменьшение длин осей поперечного отверстия при деформации образца пропорционально величине действующих напряжений.

Построенная таким путем эпюра распределения напряжений при прокатке высоких полос приведена на схеме рис. 76. На схеме по оси абсцисс отложена относительная глубина залегания отверстия $\frac{h_x}{H}$, а по оси ординат отношение осей $\frac{D_1}{D_2}$ или вытяжка λ .

Хотя эта схема и удовлетворительно согласуется с данными других экспериментаторов и общими теоретическими представлениями, методика опытов должна быть тщательно проверена теоретически, так как возникают большие сомнения в справедливости ее основных положений.

Из других методов для определения напряжений в очаге деформации упомянем о поляризационно-оптических методах, использованных С. И. Губкиным и его сотрудниками [93], Е. П. Унк-

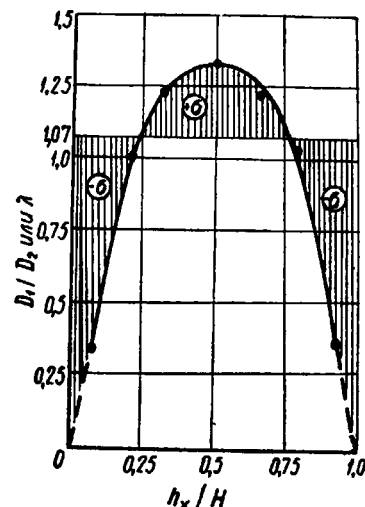


Рис. 76. Эпюра продольных напряжений (по Н. П. Скрыбину [92]).

совым [94] и др. В будущем, после усовершенствований, эти методы безусловно найдут более широкое применение, чем в настоящее время.

В основе методики лабораторных опытов, проведенных для оценки напряженного состояния, лежат следующие соображения.

Пусть имеются два тела с совершенно одинаковыми внешними поверхностями, ограничивающими равные объемы и нагруженными одинаковыми системами внешних сил. Пусть далее, в первом теле, где-то внутри него, имеется небольшая полость (дефект) произвольной формы, в то время как во втором теле нарушение сплошности отсутствует.

Тогда, как известно из механики, напряжения, действующие на поверхности дефекта по направлению нормали к этой поверхности, равны нулю, в то время как напряжения на аналогичном участке второго тела отличны от нуля. Однако, если объем дефекта относительно мал, то во всех остальных точках первого и второго тел, кроме локальной области дефекта первого тела, напряженное состояние одинаково.

В самом деле, если иметь дело с полостями весьма малых относительных размеров и к тому же изучать состояние точек, достаточно удаленных от полости, то различие в состояниях одноименных точек рассматриваемых нами тел, начиная с некоторого момента, будет пренебрежимо малым и в пределе должно исчезнуть совсем. Это особенно относится к знаку напряжений, действующих в окрестности полости, который при условии, что полость сравнительно мала, не зависит от наличия последней (вопрос о концентрации напряжений здесь не затрагивается). Однако форма полости под влиянием напряжений того или иного знака в ее окрестности будет определенным образом изменяться.

Таким образом, если каким-либо путем получить возможность наблюдать за изменением формы полости в процессе деформации тела, то можно определять и знак напряжений, действующих в окрестности этой полости.

Рассмотрим использованную нами методику на конкретном примере исследования осадки сравнительно малого участка прямоугольной полосы между плоско-параллельными бойками (рис. 77).

Свинцовую полосу изготавливали из двух частей (I и II), прочно спаянных между собой при помощи сплава Вуда.

Методика опытов со спаянными свинцовыми образцами была достаточно подробно описана ранее, и здесь на ней ради краткости не останавливаемся.

Пусть AA — плоскость спая, совпадающая, например, с поперечно-вертикальной плоскостью симметрии очага деформации (конечно, ничто не препятствует ориентировать плоскость спая как угодно в пространстве). Предварительно на одной части полосы, пусть это будет часть I (рис. 77, а) сделано цилиндрическое углубление abcd с плоскими торцами ab и cd. Диаметр

и глубина углубления должны быть сравнительно малыми, и в наших опытах они составляли соответственно 8—10% от высоты очага деформации и глубина 0,5—1,0 мм.

Таким образом, после спайки внутри полосы получается полость цилиндрической формы. Такого рода искусственные полости будем называть в дальнейшем «дефектами». При этом нормаль к плоскости последних должна совпадать с направлением напряжений, знак которых подлежит определению.

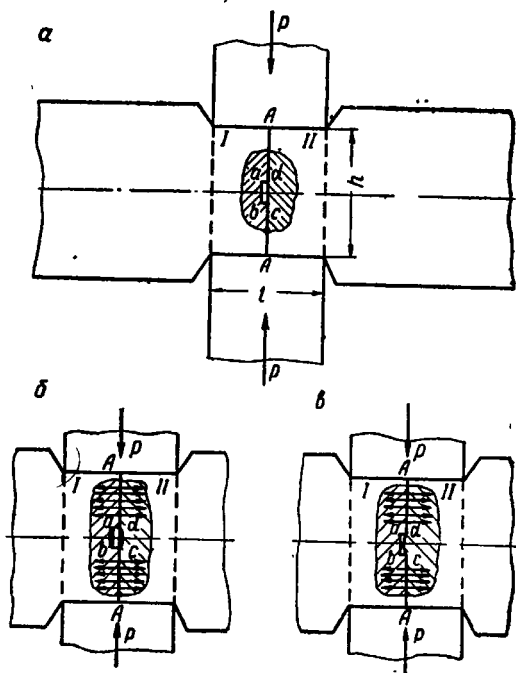


Рис. 77. Схемы к определению знака напряжений

Продеформируем теперь полученную таким способом заготовку. Форма дефекта при этом, конечно, изменится.

Если в части сечения AA, окружающей дефект, продольные напряжения положительны (растягивающие напряжения), то в процессе деформации будет происходить так называемое «раскрытие» дефектов (77, б). Плоский первоначальный участок *cd* станет вогнутым, а глубина дефекта возрастет. Если же в окрестности дефекта продольные напряжения отрицательны (сжимающие напряжения), то в процессе деформации будет происходить уже так называемое «заккрытие» дефекта (77, в). Плоский до деформации участок *cd* станет выпуклым и глубина дефекта уменьшится.

В результате такого встречного течения металла и при благо-

приятных условиях, определяющихся температурой металла, состоянием поверхностей дефекта, степенью деформации и т. д., может произойти даже полное заваривание дефекта.

Указанная методика определения знака напряжений была использована нами для решения некоторых практически важных задач обработки металлов давлением [95].

Предварительно методика была опробована на процессах, достаточно хорошо изученных теоретически, — при осадке низких и высоких цилиндров и при осадке параллелепипедов без внешних зон. Во всех случаях в опытах получены результаты, совпадающие с теоретическими выводами. После этого методика

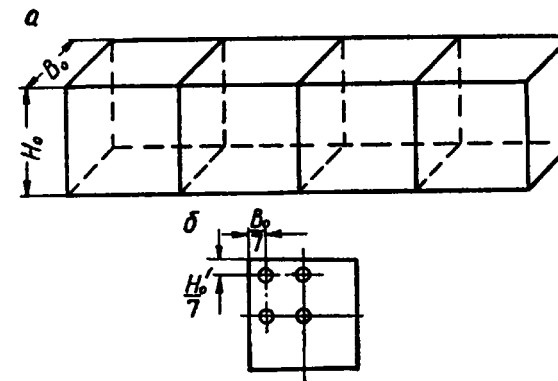


Рис. 78. Образцы для прокатки и схема расположения «дефектов»

была применена к исследованию напряженного состояния металла при некоторых операциях кузнечной протяжки и прокатки.

Серию образцов для прокатки изготавливали следующим образом: четыре короткие свинцовые полосы (параллелепипеды) соединяли при помощи сплава Вуда (рис. 78). Предварительно в различных точках плоскостей спая наносили дефекты в виде цилиндрических углублений, как и в описанных выше опытах. Схема расположения дефектов показана на рис. 78, б, причем дефекты были рассредоточены в различных плоскостях спая.

Образцы для прокатки имели примерно квадратное поперечное сечение, так как при прокатке на блюмингах поперечное сечение раскатов обычно также близко к квадратному. Однако в связи с тем, что специальные опыты показали слабую зависимость напряженного состояния от отношения $\frac{B_c}{H}$, полученные

нами результаты могут быть распространены и на полосы с прямоугольным сечением.

В табл. 23 помещены данные о первой серии опытов по прокатке в гладких валках. Как обычно, растягивающие напряже-

Таблица 23

Опыты по исследованию напряженного состояния металла при прокатке

№ образца	H_0 , мм	B_0 , мм	H_1 , мм	ΔH_{Σ} , мм	ΔH_{Σ} , %	$\frac{l}{H_0}$	Число пропусков	ΔH , мм за пропуск	$D_{в}$, мм	$\left(\frac{l}{H}\right)_{ср}$	Напряжение у дефектов				Форма боковой поверхности
											1	2	3	4	
1	39,9	40,0	27,4	12,5	31,3	6	2,1	210	0,44	+	—	—	—	+	Вогнутая
2	39,8	39,8	35,2	4,6	11,6	1	4,6	210	0,59	+	—	—	—	+	»
3	39,9	39,7	31,8	8,1	20,3	1	8,1	210	0,82	+	—	—	—	+	Плоская
4	38,8	38,8	26,2	12,6	32,5	6	2,1	210	0,46	+	—	—	—	+	Вогнутая
5	40,0	40,2	27,6	12,4	31,0	10	1,2	200	0,34	+	—	—	—	+	»
6	40,2	40,2	28,3	11,9	29,6	1	11,9	200	1,01	—	—	—	—	—	Выпуклая
7	40,3	40,1	32,4	7,9	19,6	1	7,9	200	0,77	—	—	—	—	—	Плоская
8	40,3	40,2	36,5	3,8	9,4	1	3,8	200	0,51	+	—	—	—	+	Вогнутая
9	62,1	61,9	55,5	6,6	10,6	1	6,6	100	0,31	+	—	—	—	+	»
10	62,0	62,0	41,4	20,6	33,2	10	2,1	100	0,20	+	—	—	—	+	»
11	61,8	62,3	52,5	9,3	15,1	1	9,3	100	0,38	+	—	—	—	+	»
12	62,0	61,7	47,3	14,7	23,7	1	14,7	100	0,50	+	—	—	—	+	»
13	60,9	62,0	51,4	9,5	15,6	1	9,5	100	0,36	+	—	—	—	+	»
14	59,8	62,0	55,5	4,3	7,2	1	4,3	100	0,34	+	—	—	—	+	»

ния приняты положительными (+), сжимающие — отрицательными (—).

Из табл. 23 видно, что в окрестности дефектов 2 и 3 при любых, даже очень малых, значениях $\frac{l}{H}$ продольные напряжения сжимающие (рис. 78, б). В окрестностях же дефектов 1 и 4 сжимающие продольные напряжения имели место лишь при $\frac{l}{H} = 1,01$, а во всех остальных случаях они были получены растягивающими.

Для уточнения величины $\frac{l}{H}$, при которой полностью исчезают продольные растягивающие напряжения в центральной части очага деформации (за исключением участка, непосредственно примыкающего к боковой поверхности), были проведены дополнительные опыты (табл. 24).

В результате анализа этих опытов было установлено, что при $\frac{l}{H} = 0,7—0,8$ полностью исчезает раскрытие дефектов в центре поперечного сечения и по мере увеличения $\frac{l}{H}$ происходит все более интенсивное их закрытие.

При заданном диаметре валков и исходной толщине полосы фактор формы очага деформации $\frac{l}{H}$ тем меньше, чем меньше обжатие. Поэтому при прокатке толстых полос на обжимных станах, с точки зрения ликвидации продольных растягивающих

напряжений в очаге деформации, нужно в каждом пропуске давать большое абсолютное обжатие, конечно, с учетом условий захвата, мощности двигателя и т. д.

Для подтверждения этого вывода были проведены специальные опыты.

Были изготовлены две свинцовые полосы, каждая из которых состояла из четырех спаянных сплавом Вуда пластин

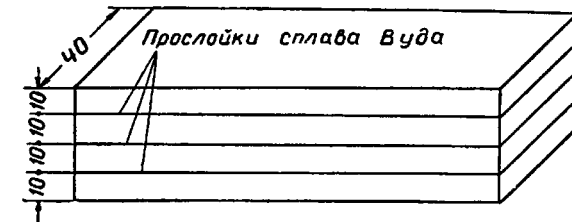
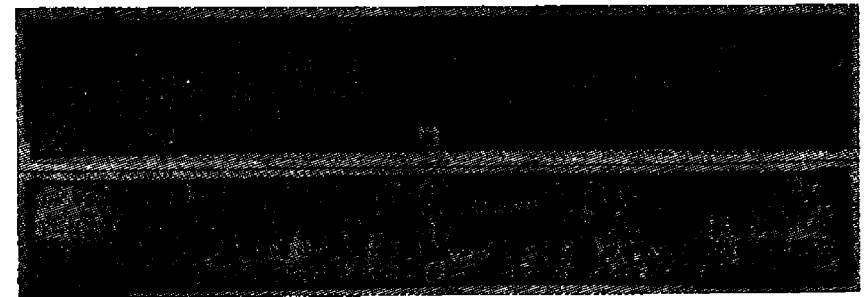


Рис. 79. Полоса, спаянная из пластин

(рис. 79). Прокатка первой полосы производилась с абсолютным обжатием 12 мм в гладких шероховатых валках диаметром 200 мм за один пропуск. При этом $\frac{l}{H} = 1,05$.

Рис. 80. Фотографии горизонтальных плоскостей симметрии полос, прокатанных при $\frac{l}{H} = 1,05$ (а) и $\frac{l}{H} = 0,33$ (б)

Вторую полосу прокатали в тех же валках за 10 пропусков без кантовок с обжатием в каждом пропуске 1,2 мм и суммарным обжатием 12 мм. При этом среднее значение $\frac{l}{H} = 0,33$.

На рис. 80, а помещена фотография плоскости спая АА первого образца после прокатки ($\frac{l}{H} = 1,05$), а на рис. 80, б — фотография аналогичной плоскости спая второго образца ($\frac{l}{H} = 0,33$). Как видно из последней фотографии, при малых

Опыты по исследованию напряженного состояния металла при прокатке

$\frac{l}{H}$ получены надрывы во внутренних слоях полосы (кстати, в наружных слоях никаких надрывов не было установлено), а при $\frac{l}{H} = 1,05$ сплошность металла сохранилась и в центральных слоях.

Так как качество прокатываемого металла у обоих образцов было совершенно одинаковым (образцы изготовлены из одной и той же плавки свинца), то разрывы центральных слоев являются следствием наличия больших продольных растягивающих напряжений при $\frac{l}{H} = 0,33$.

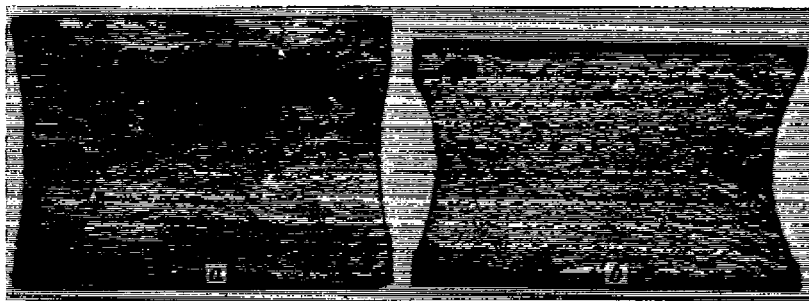


Рис. 81. Фотографии поперечных сечений образцов, прокатанных при $\frac{l}{H} = 0,49$ за один пропуск (а) и при $\frac{l}{H} = 0,20$ за десять пропусков (б)

Подобные опыты повторялись неоднократно с получением однотипных результатов.

Опыты показали, что в производственных условиях о знаке продольных напряжений в очаге деформации при прокатке вполне можно судить по характеру изменения формы боковой поверхности полосы. Если плоская до прокатки боковая поверхность полосы в результате прокатки принимает форму двойной бочки, то это означает, что в средней части высоты поперечного сечения в очаге деформации действовали продольные растягивающие напряжения. Если же происходит одинарное бочкообразование, то эти напряжения — сжимающие.

В случае, когда до пропуска боковая поверхность была не плоской, о знаке продольных напряжений в средней части высоты очага деформации можно судить только по изменению формы боковой поверхности, но ни в коем случае по форме боковой поверхности только после данного пропуска.

Более того, по величине вогнутости в средней части высоты полосы или по распределению уширения по высоте полосы можно судить не только о знаке напряжений, но даже дать приближенную оценку их величины.

На рис. 81 помещена фотография поперечного сечения образ-

№ образца	$H_0, \text{мм}$	$B_0, \text{мм}$	$H_1, \text{мм}$	Полное обжатие ΔH_2	$\frac{\Delta H_2}{H_0}, \%$	Число пропусков	Обжатие за пропуск $\Delta H_i, \text{мм}$	$D, \text{мм}$	$\left(\frac{l}{H}\right)_{\text{ср}}$	Напряжение в окрестностях дефекта	Конечная ширина полосы, мм		Примечание
											$B_{\text{ц}}$	$B_{\text{к}}$	
6	40,2	40,2	28,3	11,9	29,6	1	11,9	200	1,01	—	45,0	43,0	Бочка плоская
7	40,3	40,1	32,4	7,9	19,6	1	7,9	200	0,77	—	43,0	43,0	
8	40,3	40,2	36,5	3,8	9,4	1	3,8	200	0,51	+	41,3	42,0	
9	62,1	61,9	55,5	6,6	10,6	1	6,6	100	0,31	+	62,6	64,8	
11	61,8	62,3	52,5	9,3	15,1	1	9,3	100	0,38	+	62,5	64,6	То же
12	62,0	61,7	47,3	14,7	23,7	1	14,7	100	0,50	+	62,8	67,0	
13	60,9	62,0	51,4	9,5	15,6	1	9,5	100	0,36	+	62,3	64,8	
14	59,8	62,0	55,5	4,3	7,2	1	4,3	100	0,24	+	62,0	64,0	
15	29,7	29,5	24,3	5,4	18,2	1	5,4	100	0,61	+	30,9	31,3	То же
16	29,5	29,7	19,3	10,2	35,6	1	10,2	100	0,93	—	32,7	31,7	
17	29,6	29,8	14,6	15,0	50,7	1	15,0	100	0,74	+	—	—	
18	40,1	40,3	35,4	4,7	11,7	1	4,7	100	0,40	+	40,6	41,5	
19	40,0	40,2	30,2	9,8	24,5	1	9,8	100	0,63	+	42,2	42,8	» »
20	40,0	40,1	25,0	15,0	37,5	1	15,0	100	0,84	—	43,4	43,4	
21	49,0	49,0	44,1	4,9	10,0	1	4,9	100	0,34	+	49,4	51,8	
22	50,0	49,9	40,5	9,5	19,0	1	9,5	100	0,48	+	50,9	52,6	
23	50,0	50,8	35,0	15,0	30,0	1	15,0	100	0,64	+	52,8	54,7	Слабая двойная бочка
24	59,9	60,6	44,0	15,9	26,6	1	15,9	100	0,54	+	61,7	67,2	
25	59,7	57,7	54,0	5,7	9,6	1	5,7	100	0,30	+	59,4	61,3	
26	59,2	58,7	49,0	10,2	17,2	1	10,2	100	0,42	+	60,8	62,0	
27	40,8	40,6	28,3	12,5	30,6	1	12,5	100	0,73	+	45,0	43,0	Бочка плоская
28	40,7	40,5	32,4	8,3	20,4	1	8,3	100	0,56	+	43,0	43,0	
29	62,1	62,3	55,5	6,6	10,6	1	6,6	100	0,31	+	62,6	64,8	
30	61,8	62,3	52,5	9,3	15,0	1	9,3	100	0,38	+	62,5	64,6	
31	62,0	60,5	47,3	14,7	23,7	1	14,7	100	0,49	+	62,8	67,0	Бочка плоская
32	40,1	39,9	33,3	6,8	17,0	1	6,8	200	0,71	+	42,0	42,0	
33	39,6	39,9	30,0	9,6	24,3	1	9,6	200	0,89	—	44,2	42,0	
34	39,9	39,6	34,3	5,6	14,0	1	5,6	200	0,64	+	41,2	41,2	
35	20,0	20,4	18,0	2,0	10,0	1	2,0	200	0,74	—	21,1	21,1	То же
36	20,3	20,2	17,1	3,2	15,8	1	3,2	200	0,96	—	—	—	Слегка выпуклая бочка
37	30,4	30,0	26,2	4,2	13,8	1	4,2	200	0,72	—	31,1	31,1	Бочка выпуклая
38	30,0	30,0	24,4	5,6	18,7	1	5,6	200	0,87	—	—	—	Слабая двойная бочка
													Бочка выпуклая

ца, прокатанного за 1 пропуск при $\frac{l}{H} = 0,49$, а на рис. 81 — то же для образца, прокатанного за 10 пропусков с $\frac{l}{H} = 0,20$.

Как видно из этих фотографий, вогнутость боковой поверхности второго образца значительно больше, чем первого. Отсюда следует, что продольные растягивающие напряжения у второго образца были значительно больше, чем у первого.

Таблица 25

Практически допускаемые скорости и углы захвата при свободном уширении

№ опыта	ΔH мм	n_y об/мин	v_y м/сек	α_z °	№ опыта	ΔH мм	n_y об/мин	v_y м/сек	α_z °
$B = 1000$ мм; $D_2 = 1050$ мм					$B = 400$ мм; $D_c = 900$ мм				
27	20	54	3,00	11,2	14	35	55	2,60	16,07
25	45	40	2,20	16,8	15	50	47	2,22	19,25
26	70	30	1,65	21,0	16	60	40	1,88	21,00
$B = 650$ мм; $D_c = 1000$ мм					17	70	35	1,65	22,75
1	40	47	2,46	16,27	18	75	28	1,32	23,60
6	50	42	2,20	18,17	19	80	20	0,94	24,33
7	55	40	2,10	19,17	20	85	10	0,47	25,17
2	60	37	1,93	20,0	21	90	3	0,14	25,90
8	60	35	1,83	20,0	$B = 250$ мм; $D_c = 800$ мм				
9	65	35	1,83	20,75	22	45	55	2,30	19,33
3	70	32	1,67	21,60	23	60	43	1,80	22,33
10	75	30	1,57	22,33	24	75	20	0,84	25,07
4	90	23	1,20	23,10	—	—	—	—	—
5	90	10	0,52	24,50	—	—	—	—	—

Многочисленные опыты, проведенные нами (табл. 25) для выявления тех значений $\frac{l}{H}$, при которых исчезает двойное и происходит одинарное бочкообразование, показали, что этот переход осуществляется при $\frac{l}{H} = 0,6—0,8$ как при осадке с внешними зонами, так и при прокатке. При этом следует отметить, что при $\frac{l}{H} = 0,5—0,4$ двойное бочкообразование выражено достаточно четко, а при $0,8 > \frac{l}{H} > 0,5$ оно выражено очень слабо. Приведенные результаты позволяют несколько уточнить данные других исследователей по вопросу о напряженном состоянии металла при прокатке.

Изложенные выше опытные данные полностью подтверждают схему напряженного состояния металла при прокатке высоких полос, предложенную нами ранее [4]. Результаты наших опытов

не расходятся также с упоминавшимися выше данными П. А. Александрова, А. И. Целикова, А. П. Чекмарева и др.

Таким образом, в прокатываемом металле при определенных соотношениях размеров очага деформации и при наличии внешних зон в некоторых областях раската могут иметь место продольные растягивающие напряжения. Основным фактором, определяющим возникновение продольных растягивающих напряжений, кроме наличия внешних зон, является отношение $\frac{l}{H}$. При $\frac{l}{H} < 0,4—0,5$ продольные растягивающие напряжения в сред-

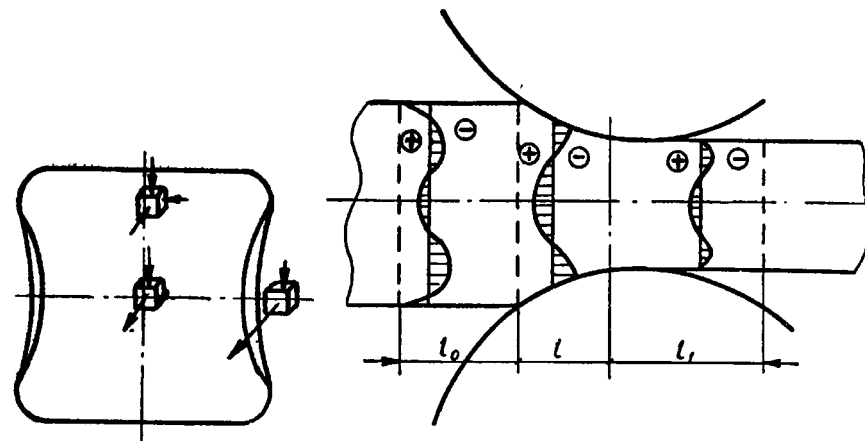


Рис 82. Схемы напряженного состояния части, расположенных в различных участках поперечного сечения раската (прокатка высоких полос)

Рис 83. Распределение напряжений по высоте раската в различных зонах по длине очага деформации (прокатка высоких полос): + напряжения растяжения; — напряжение сжатия

ней части высоты поперечного сечения раската достаточно велики. При $0,5 < \frac{l}{H} < 0,8$ продольные растягивающие напряжения хотя еще и имеются, но малы и охватывают очень небольшую часть поперечного сечения полосы. Наконец, при $\frac{l}{H} > 0,8$ продольные растягивающие напряжения не возникают, за исключением небольших участков, примыкающих непосредственно к боковой поверхности полосы.

Схемы напряженного состояния, составленные на основе наших опытов по прокатке высоких полос, в том числе и опытов по определению деформированного состояния, представлены на рис. 82 и 83.

Рассмотрим теперь те основные причины, которые вызывают

появление растягивающих напряжений в определенных зонах слитка при его прокатке на блюминге.

Мы отмечали выше, что слои прокатываемого металла, непосредственно примыкающие к контактной поверхности полосы, испытывают (при прокатке толстых полос) наибольшие высотные и поперечные деформации и по мере приближения к центральным слоям эти деформации постепенно уменьшаются (см. рис. 17, а). В то же время, поверхностные слои в результате взаимодействия с внешними зонами активно воздействуют на внутренние слои, принуждая их претерпевать, в конечном итоге, одинаковые с ними продольные деформации (для достаточно длинной полосы), что, в свою очередь, приводит к установлению в объеме очага деформации напряженного состояния вполне определенного характера. В связи с этим поверхностные слои испытывают действие сжимающих напряжений, а внутренние, примыкающие к осевой части раската, — действие растягивающих напряжений (рис. 82). При этом в зонах металла, охваченных пластическими деформациями, но не подвергающихся непосредственному воздействию со стороны валков (концы полосы и «свисающие» объемы, пошедшие на уширение), растягивающие и сжимающие напряжения в целом уравниваются друг друга.

Следует также отметить, что слои полосы, находящиеся на контактной поверхности свободных концов, в соответствии с особым характером деформированного состояния испытывают действие растягивающих напряжений, переходящих в подконтактных слоях в сжимающие, а затем снова в растягивающие напряжения (рис. 83), что подтверждается и утяжкой этих концов по высоте, отмеченной выше.

Описываемый характер деформированного и напряженного состояния может быть объяснен с помощью хорошо подтвержденного экспериментально закона минимума энергии (мощности) деформации прокатываемой полосы. Выше уже было показано, что взаимодействие металла, находящегося в геометрическом очаге деформации, с металлом внешних зон может быть интерпретировано как срез (см. рис. 17, а, б). Для определения мощности сил среза ранее было дано выражение (1.55):

$$N_{\text{ср}} = \tau_s \iint_S [v_t] ds,$$

где

$$[v_t] = |v_{zt} - v_{zt'}|.$$

Высотные деформации ϵ_z могут быть определены как производная от v_z .

$$\epsilon_z = \frac{\partial v_z}{\partial z},$$

где z — высотная координата.

На рис. 84 изображены возможные эпюры v_z и $\frac{\partial v_z}{\partial z}$ в функции координаты z . Эпюра 1 относится к случаю равномерной, 2 и 3 — к случаям неравномерной деформации; при этом эпюра 2 относится к прокатке высоких полос. Как видно из приведенных на рисунке эпюр, только эпюра 2 позволяет получить наименьшую возможную мощность среза $N_{\text{ср}}$ при заданной степени деформации, а следовательно, только в этом случае деформация будет осуществляться с минимальным расходом энергии. Нужно, однако, подчеркнуть, что этот вывод справедлив только для случая прокатки высоких полос. При прокатке тонких полос су-

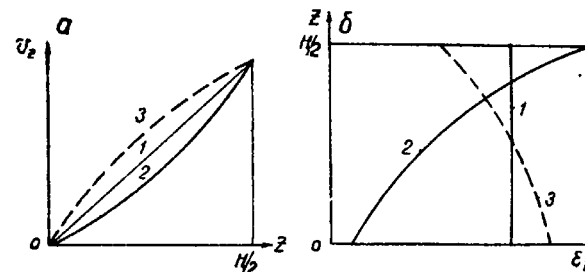


Рис. 84. Эпюры вертикальных скоростей частиц металла v_z (а) и высотных деформаций ϵ_z (б): 1 — равномерная деформация; 2 и 3 — неравномерная деформация

щественно изменяется соотношение между работами сил среза и сил трения (см. рис. 11). Однако вопросы прокатки тонких полос здесь не рассматриваются.

Материалы, изложенные выше, показывают, что при прокатке высоких полос металл в определенных областях раската при соответствующей величине фактора формы $\frac{l}{H}$ подвергается действию продольных растягивающих напряжений. В свою очередь, фактор $\frac{l}{H}$ определяется соотношением между диаметром валков, обжатием и высотой прокатываемой полосы.

Наличие в осевой зоне прокатываемой заготовки продольных растягивающих напряжений при определенной их величине может вести либо к увеличению объема внутренних пустот, уже имеющих, либо к появлению в металле новых поперечных разрывов.

Естественно, что для предотвращения раскрытия внутренних дефектов наиболее желателен такой процесс прокатки, при котором в осевой зоне заготовки продольные растягивающие напряжения полностью отсутствуют на всем его протяжении. Для этого прокатка должна производиться при значениях $\frac{l}{H} \approx$

$\approx 0,7—0,8$. Однако уже при $\frac{l}{H} = 0,5—0,6$ продольные растягивающие напряжения сравнительно невелики и не могут существенно влиять на количество внутренних дефектов, что позволяет несколько уменьшить величину фактора $\frac{l}{H}$, необходимую для обеспечения хорошего качества продукции. Расчеты показывают, что даже в этом случае блюминги должны иметь валки с номинальным диаметром не менее 1400—1500 мм (обжатие при этом составит примерно 160 мм, а угол захвата 30°).

В литературе имеются сведения о том, что внутренние трещины в металле могут отсутствовать и в том случае, когда продольных растягивающих напряжений в раскате нет хотя бы только в последних проходах. Тогда, почти независимо от того, как деформируется металл в первых проходах, внутренние разрывы свариваются в конце прокатки. Наиболее обстоятельные исследования по этому вопросу провел А. А. Нефедов [96].

Анализу качества кипящей и спокойной стали в связи с режимом обжатий и другими условиями прокатки стальных слитков на блюминге ниже посвящается специальная глава.

ГЛАВА III

НЕУСТАНОВИВШИЙСЯ ПРОЦЕСС ПРОКАТКИ И УСЛОВИЯ ЗАХВАТА МЕТАЛЛА ВАЛКАМИ

16. НАПРЯЖЕННОЕ И ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ МЕТАЛЛА В НАЧАЛЬНОЙ СТАДИИ ПРОКАТКИ

Одним из факторов, ограничивающих величину обжатия металла на блюминге, являются условия захвата раската валками и возможное буксование раската в валках во время установившегося процесса прокатки. Элементарная теория захвата, основанная на законах трения и равновесия твердых тел, не учитывает законов пластической деформации, возникающей при взаимодействии валков и прокатываемой полосы. Поэтому, основываясь на положениях этой теории, нельзя объяснить зависимость предельного угла захвата от многочисленных факторов прокатки, установленную на практике и подтвержденную специальными экспериментальными исследованиями. По нашему глубокому убеждению, условия захвата неразрывно связаны с особенностями пластической деформации в начальной стадии процесса прокатки. Изучение схемы напряженного и деформированного состояния в начальной стадии прокатки необходимо для разработки научно обоснованной теории захвата.

С целью изучения напряженного и деформированного состояния очага деформации в период неустановившейся стадии прокатки в лабораторных и заводских условиях проведено несколько серий опытов.

В первой серии, проведенной в лабораторных условиях, исследовали деформацию поверхностного слоя образцов по мере заполнения зева валков металлом.

В стальных валках диаметром 210 мм прокатывали свинцовые образцы прямоугольного сечения с координатной сеткой на верхней и нижней гранях. Ширина образцов равнялась 24 мм, начальная высота 24 мм, обжатие 4 мм. Длина очага деформации l установившейся стадии составляла 20,5 мм, отношение $\frac{l}{H} = 0,93$.

В валки, вращающиеся с очень малой скоростью, задавался образец. В некоторый момент времени, характеризуемый величиной проникновения переднего торца полосы в зев валков от сечения входа на величину l_3 , стан останавливали и образец из-

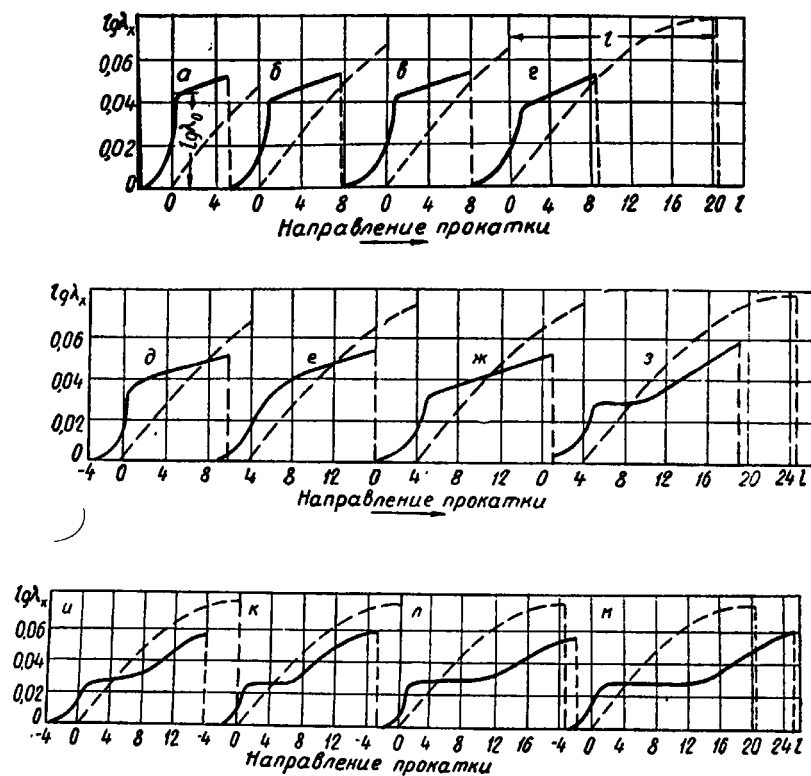


Рис. 85. Кривые нарастающих вытяжек контактных слоев по мере заполнения межвалкового зева металлом при следующих значениях l_3 :

а — 5 мм; б — 7,5 мм; в — 8 мм; г — 8,5 мм; д — 10 мм; е — 12 мм; ж — 13 мм; з — 15 мм; и — 16 мм; к — 17 мм; л — 22 мм; м — 26 мм

влекали из валков. После обмера ячеек координатной сетки строили зависимости $\lg \lambda_x - l$ при данном значении l_3 . Варьируя величину l_3 от 0,2l до 1,3l при прокатке одинаковых образцов при одном и том же зазоре между валками, получали серию графиков.

На рис. 85 приведены опытные зависимости $\lg \lambda_x - l$ по мере заполнения зева валков металлом. На этих же графиках пунктиром нанесены расчетные зависимости $\lg \lambda_x - l$ для случая равномерной деформации.

Как видно из рис. 85, кривые при любой величине заполнения имеют резко выраженный излом вблизи плоскости входа

металла в валки. Отметим, что кривые для нарастающей продольной деформации при установившемся процессе прокатки имеют такие же изломы в области перехода от скольжения к прилипанию и в дальнейшем при переходе от прилипания к скольжению (по ходу прокатки) [4].

Величину нарастающей продольной деформации до излома кривой назовем предварительной продольной деформацией и обозначим $\lg \lambda_0$. Из рис. 85 видно, что по мере увеличения заполнения межвалкового зева металлом величина предварительной продольной деформации несколько снижается. Однако, когда относительная величина заполнения $\frac{l_3}{l} \geq \frac{3}{4}$, уменьшение ве-

личины предварительной деформации прекращается и одновременно на кривой появляется горизонтальный участок, который постепенно увеличивается по мере увеличения заполнения межвалкового зева металлом.

Детальный количественный анализ кривых нарастающих вытяжек показывает, что каждый элемент поверхности полосы получает интенсивную продольную деформацию, начинающуюся до задней геометрической границы очага деформации и заканчивающуюся в очаге деформации вблизи его задней геометрической границы (точка, соответствующая ординате $\lg \lambda_0$ на кривой нарастающих вытяжек). Далее элемент поверхности продвигается через зев валков не деформируясь, чему соответствует плавный наклонный участок кривой нарастающих вытяжек за областью интенсивной продольной деформации. В этом легко убедиться, сравнивая величину $\lg \lambda_x$ для элемента поверхности, расположенного вблизи переднего торца полосы.

На кривых (рис. 85), соответствующих $l_3 = 5; 7,5; 8; 8,5; 10; 12$ и 13 мм, видно, что максимальная величина нарастающей вытяжки, характеризующая изменение длины первой от торца образца ячейки координатной сетки по сравнению с ее первоначальной длиной, остается постоянной. Подсчет длин последующих ячеек, находящихся в области, характеризующейся плавным наклонным участком кривой нарастающих вытяжек, также показывает, что длина их остается постоянной. Далее, по мере продвижения переднего торца полосы по зеву валков, первая ячейка вновь начинает деформироваться (в нашем опыте этому моменту соответствует величина проникновения переднего торца в зев валков $l_3 = 13 \div 15$ мм).

О характере деформации внутренних слоев полосы можно судить по изменению формы переднего торца полосы. В нашем опыте в начальной стадии прокатки передний торец полосы был вогнутым. По мере продвижения переднего торца в зеву валков вогнутость его постепенно уменьшалась и к концу стадии заполнения очага деформации передний торец приобрел выпуклую форму. Такое изменение формы переднего торца не обязательно

для всех случаев прокатки. Конечная форма переднего торца зависит от отношения $\frac{l}{H}$.

Вторая серия опытов была проведена в заводских условиях на блюминге 1150.

Простроганные по всем граням слитки и заготовки из стали марки Ст.3 высотой от 676 до 300 мм прокатывали на гладкой бочке диаметром 950 мм при температуре 1250—1300° с различной величиной обжатия. Отношение $\frac{l}{H}$ в установившемся процессе изменялось от 0,35 до 0,8. Число оборотов валков при захвате составляло 15 в минуту.

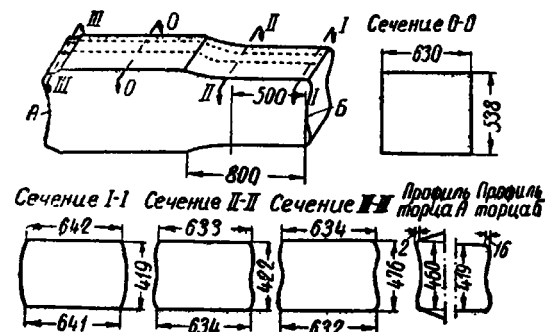


Рис. 86. Размеры опытного слитка после прокатки ($\frac{l}{H}=0,5$; $L_3=0,3$ l)

Для исследования характера деформации контактных слоев на верхней и нижней плоскостях слитков и заготовок по оси и на расстоянии 100 мм от края ширины сверлили отверстия диаметром 5 мм. Шаг отверстий равнялся 20 мм, а глубина — 40 мм. В отверстия были вставлены штыри. Каждый слиток задавали в валки дважды при одной и той же установке валков. Один конец прокатывали так, чтобы из валков выходил передний жесткий конец на длину, обеспечивающую установившийся процесс прокатки. После этого стан реверсировали, задавали слиток другим концом и прокатывали до неполного проникновения переднего конца в зев валков. После прокатки замеряли расстояние между штырями на контактной поверхности, форму торцов полосы и форму боковой поверхности на расстоянии 50 мм от торцов и при установившемся процессе прокатки. Обработка результатов замеров позволила установить существенные различия в деформированных состояниях при неустановившемся (отсутствие переднего внешнего конца) и установившемся (наличие двух внешних концов) процессах прокатки.

Результаты обработки одного из опытов приведены на рис. 86 и 87.

Слиток со стороны торца А (рис. 86) был прокатан таким образом, что глубина проникновения l_3 переднего торца в зев валков составила только 0,3 от полной длины геометрического очага деформации при установившемся процессе. Характер кривой нарастающих вытяжек (рис. 87, а) в этом случае аналогичен

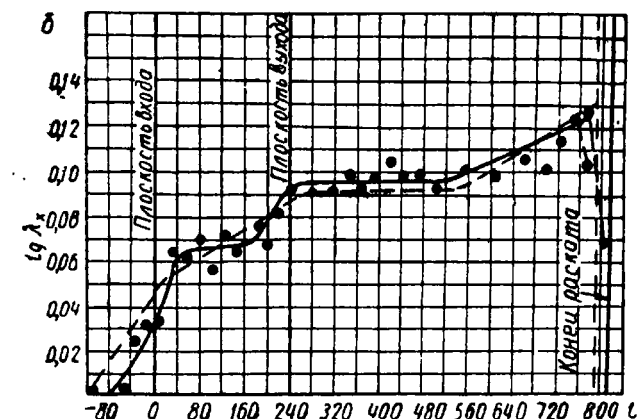
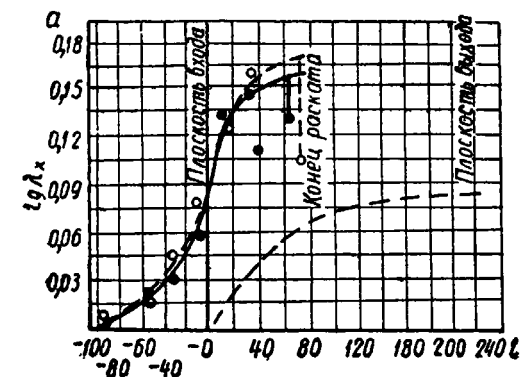


Рис. 87. Кривые нарастающих вытяжек на контактной поверхности для слитка, изображенного на рис. 86:

а — со стороны торца А; б — со стороны торца Б.
—●—●— средний ряд штырей; —○—○— крайний ряд штырей; — — — расчетная кривая для равномерной деформации

чен подобным же кривым, полученным в лабораторных условиях на свинце при малых значениях $\frac{l_3}{l}$ (рис. 85). Контур боковой поверхности в сечении III—III, имеющий форму двойной бочки, а также вогнутая форма торца А указывают на развитую пластическую деформацию в области, расположенной под контактной поверхностью приблизительно на расстоянии четвер-

ти общей высоты сечения. При дальнейшем проникновении торца в зев валков область пластической деформации расширяется, охватывая центральные и приконтактные слои слитка. Об этом свидетельствует форма сечения $I—I$ (одинарная бочка) и практически не изменившаяся глубина лунки переднего торца. Появление переднего внешнего конца резко изменяет картину распределения деформации внутри слитка, о чем наглядно свидетельствуют кривые нарастающих вытяжек на поверхности (рис. 87) и форма боковой поверхности слитка при установившемся процессе (сечение $II—II$ на рис. 86).

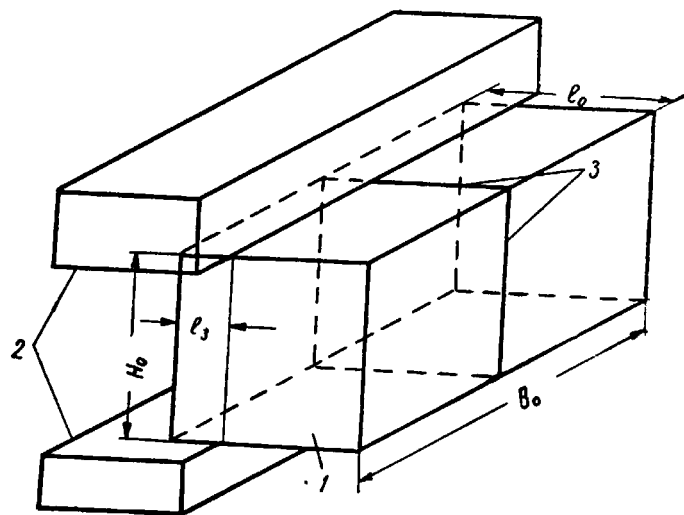


Рис. 88. Схема осадки опытного образца под прессом:
1 — образец; 2 — бойки; 3 — плоскость спая

Опыты при других отношениях $\frac{l}{H}$, несмотря на некоторые количественные отличия, подтверждают описанную качественную картину изменения деформированного состояния в начальной стадии прокатки и при переходе к установившемуся процессу.

Отсутствие опытов по непосредственному изучению деформаций внутри полосы в любой данный момент неустановившегося процесса не позволяет пока выяснить точную картину распределения деформаций и ее изменение в процессе заполнения межвалкового зева металлом. Трудность постановки таких опытов заключается в том, что искажение размеров координатной сетки внутри недоката, извлеченного из валков при некотором значении l_3 , отражает суммарную картину деформации при изменении l_3 от нуля до данного конечного значения. Такая инте-

гральная картина деформаций не дает возможности представить механизм течения металла в данный момент времени.

Принимая во внимание сходство напряженного и деформированного состояния металла в процессах прокатки и осадки высоких тел с внешними зонами, рассмотрим картину деформированного состояния высокой полосы при осадке с одной внешней зоной.

Свинцовый образец с размерами $H_0 = 63$ мм, $l_0 = 63$ мм, $B_0 = 126$ мм, составленный из двух правильных кубов, спаянных сплавом Вуда, осадил под прессом по схеме рис. 88. Длина геометрического очага деформации l_3 равнялась 10 мм, а обжатие $\Delta H = 4$ мм. Таким образом, отношение $\frac{l_3}{H}$ в опыте было равно 0,17.

Отношение $\frac{B}{l_3}$, равное 12, обеспечило схему плоской деформации.

Картина искажения координатной сетки в плоскости спая приведена на рис. 89.

Проанализируем полученную картину деформаций. На рис. 89 видно, что деформация сосредоточена в узкой зоне, примыкающей к плоскости mm и проходящей под углом 45° к торцу образца. Резкий излом рисок, перпендикулярных линии mm , и сохранение прямолинейности рисок, параллельных линии mm , указывает на развитие сдвиговых деформаций в плоскостях, расположенных вблизи плоскости mm и параллельных ей. Замеры координатной сетки на поверхности контакта показывают полное отсутствие деформации контактного слоя. В центре геометрического очага деформации и во внешней зоне деформаций также нет. Схематическое распределение деформаций представлено на рис. 90. Здесь изображена верхняя половина очага деформации. Геометрический очаг деформации при малых отношениях $\frac{l_3}{H}$ может быть разделен на три различные зоны: упругую зону 1, примыкающую к поверхности контакта, пластическую зону 2 и упругую зону 3 в центре полосы, примыкающую непосредственно к внешней зоне 4. В пластических зонах 2 осуществляется интенсивная сдвиговая деформация в плоскостях, параллельных плоскости mm . Под действием бойков зона 3 выжимается из очага деформации, отодвигая внешнюю зону 4.

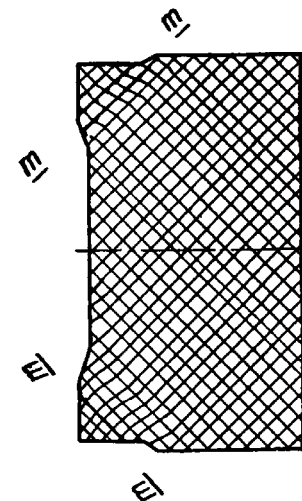


Рис. 89. Фотография деформированной координатной сетки при осадке свинцового образца под прессом при наличии одной внешней зоны

Такая схема справедлива только до отношения $\frac{l_3}{H} < 0,3-0,5$.

При отношении $\frac{l_3}{H} > 0,3-0,5$ происходит смыкание зон 2 со стороны верхнего и нижнего бойков на оси полосы.

Покажем, что описанная схема деформаций реализуется с минимальной затратой энергии при $\alpha = 45^\circ$.

Сдвиговая деформация в узкой области 2 может быть заменена конечным сдвигом в осевой плоскости mm этой зоны. Пусть в момент встречи бойков с полосой скорость верхнего бойка рав-

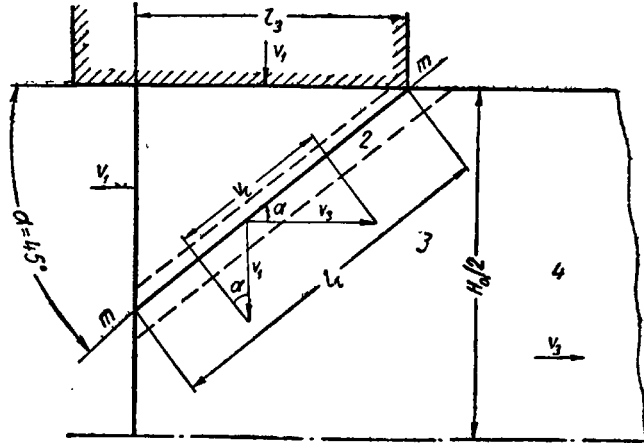


Рис 90. Схема распределения деформаций в жестко-пластическом теле при осадке высококой полосы с одной внешней зоной

на v_1 (рис. 90). Деформация полосы осуществляется в некоторой плоскости mm , положение которой определяется углом α . Область 1 движется вниз со скоростью бойка v_1 , а область 3 вместе с внешней зоной имеет горизонтальную скорость v_3 , величина которой определяется скоростью v_1 и углом α . Из условия неразрывности нормальных скоростей в плоскости mm имеем

$$v_3 = v_1 \operatorname{ctg} \alpha.$$

Скорость сдвига v_τ в плоскости mm равна сумме проекций скоростей v_1 и v_3 :

$$v_\tau = v_1 \sin \alpha + v_3 \cos \alpha = v_1 \left(\sin \alpha + \frac{\cos^2 \alpha}{\sin \alpha} \right) = \frac{v_1}{\sin \alpha}.$$

Так как перемещения на контакте отсутствуют, то работа деформации затрачивается только на преодоление сил сдвига. Мощность сил сдвига на единицу ширины полосы (рассматривается плоская деформация)

$$N = v_\tau l_\tau \tau_s,$$

где $l_\tau = \frac{l_3}{\cos \alpha}$ — длина плоскости сдвига (рис. 90).

Тогда

$$N = v_1 l_3 \tau_s \frac{1}{\cos \alpha \sin \alpha} = 2v_1 l_3 \tau_s \frac{1}{\sin 2\alpha}.$$

Значение угла α , при котором $N = N_{\min}$, определим из условия $\frac{\partial N}{\partial \alpha} = 0$:

$$\frac{\partial N}{\partial \alpha} = 2v_1 l_3 \tau_s \frac{-2 \cos 2\alpha}{\sin^2 2\alpha} = 0.$$

Откуда $\cos 2\alpha = 0$; $\alpha = 45^\circ$.

Мощность деформации при этом $N = 2v_1 l_3 \tau_s$, а среднее удельное давление на контактной поверхности

$$P = \frac{N}{v_1 l_3} = 2\tau_s = 1,15\sigma_s.$$

Таким образом, описанная схема деформации осуществляется при минимальном для плоской схемы удельном давлении. Величина последнего при достаточно малых отношениях $\frac{l_3}{H}$ не зависит от сил трения на поверхности и отношения $\frac{l_3}{H}$.

Рассмотренная схема деформации, конечно, несколько идеализирует реальный процесс. В реальном металле, обладающем вязкими свойствами, деформация сдвига не может быть сосредоточена в одной плоскости, так как при этом относительная скорость сдвига стремится к бесконечности. При этом сильно возрастает сопротивление сдвигу τ_s . Поэтому в реальном металле сдвиг происходит в некотором относительно узком слое. Скорости деформации сдвига становятся конечными и сопротивление сдвигу τ_s уменьшается. Очевидно, чем выше коэффициент вязкости металла, тем шире область 2 (рис. 90), в которой осуществляется сдвиговая деформация.

Приведенные экспериментальные и теоретические исследования позволяют сделать вывод о качественном принципиальном отличии схем напряженного и деформированного состояния при осадке высокой полосы с одной и двумя внешними зонами.

При наличии двух достаточно длинных внешних зон деформация охватывает весь геометрический очаг (при достаточно больших отношениях $\frac{B}{l}$), за исключением небольших участ-

ков, примыкающих к зоне прилипания, и проникает во внешние зоны, что вызывает значительное увеличение удельных давлений, величина которых определяется отношением $\frac{l}{H}$ и практически не зависит от условий трения на поверхности контакта. При наличии только одной внешней зоны деформация сосредоточена в узкой области вблизи контактной поверхности, не про-

никая в центр геометрического очага деформации и во внешнюю зону. Удельные давления при отношениях $\frac{l_3}{H} < 0,3-0,5$ практически постоянны и не зависят от условий внешнего трения и отношения $\frac{l_3}{H}$.

Надо полагать, что и в начальной стадии прокатки при малых отношениях $\frac{l_3}{H}$ качественное влияние задней внешней зоны

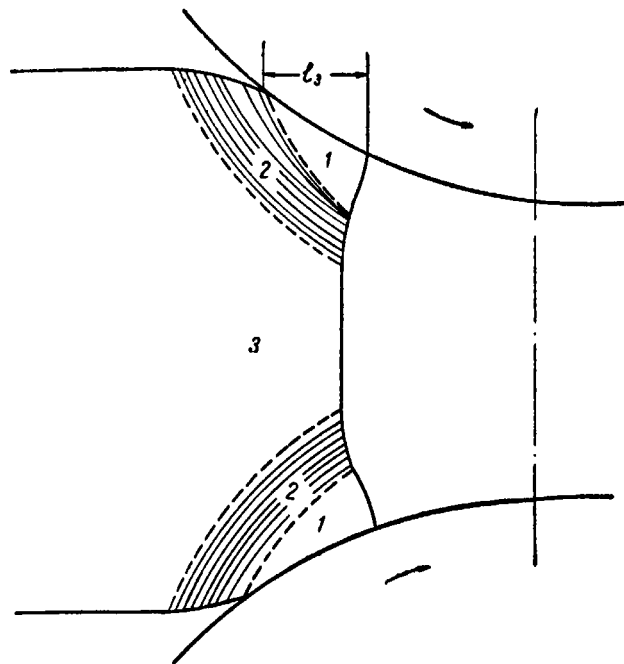


Рис. 91. Пластические и упругие зоны в очаге деформации в начальной стадии прокатки

аналогично рассмотренному влиянию одной внешней зоны при осадке. На рис. 91 приводится предполагаемая схема распространения зон пластической деформации в начальной стадии прокатки.

Зоны интенсивной пластической деформации 2 выходят на поверхность полосы вблизи геометрического сечения входа и на поверхность переднего торца полосы в некотором промежуточном слое между центральным и контактными слоями. Деформация осуществляется путем сдвигов в направлениях, совпадающих с направлением границ области интенсивной пластической деформации.

Такая схема хорошо объясняет вогнутую форму переднего конца в начальной стадии прокатки в момент захвата. Когда $l_3 = 0$, область пластической деформации выходит на поверхность торца вблизи контактного слоя, по мере увеличения l_3 выход области пластической деформации на торец раската опускается по направлению к центру торца, а слои металла, ранее охваченные пластической деформацией, включаются в упругую область 1. При этом область 1 все время опережает центральную область 3.

В результате такого процесса и образуется вогнутость переднего торца полосы. При некотором отношении $\frac{l_3}{H}$ области 2 со стороны верхнего и нижнего валков смыкаются в центре переднего торца. С этого момента начинается уменьшение вогнутости переднего торца и развитие уширения в центральной части поперечных сечений, расположенных вблизи переднего торца.

Такая схема хорошо подтверждается описанным опытом со стальным слитком, когда поперечное сечение, расположенное вблизи торца и имевшее в начальной стадии прокатки форму двойной бочки (сечение III—III на рис. 86), приобрело форму одинарной бочки в конечной стадии прокатки (сечение II—II на рис. 86). Схема, представленная на рис. 91, также хорошо объясняет интенсивную вытяжку контактных слоев до сечения входа металла в геометрический очаг деформации и в геометрическом очаге в непосредственной близости от сечения входа (рис. 85 и 87).

17. ФАКТОРЫ, ВЛИЯЮЩИЕ НА ПРЕДЕЛЬНЫЕ УГЛЫ ЗАХВАТА В НАЧАЛЬНЫЙ МОМЕНТ И ПРИ УСТАНОВИВШЕМСЯ ПРОЦЕССЕ

Существующая теория захвата основана на двух предположениях:

1. Касательные контактные напряжения пропорциональны нормальным контактным напряжениям (закон Кулона):

$$\tau = \mu p. \quad (\text{III.1})$$

2. Захват возможен, если горизонтальная составляющая касательных напряжений больше горизонтальной составляющей нормальных напряжений:

$$\tau \cos \alpha > p \sin \alpha. \quad (\text{III.2})$$

Исходя из этих предпосылок и были получены формулы для предельных углов захвата в начальный момент и при установившемся процессе:

$$\operatorname{tg} \alpha_s \leq \mu, \quad (\text{III.3})$$

$$\operatorname{tg} \frac{\alpha_y}{n} \leq \mu, \quad (\text{III.4})$$

где n — коэффициент, учитывающий положение точки приложения равнодействующей нормальных давлений на дуге захвата.

При равномерном распределении нормальных давлений по дуге захвата $n = 2$.

Таким образом, предельный угол захвата в начальный момент и при установившемся процессе ставится в зависимость только от одного фактора — коэффициента внешнего трения μ .

Если рассматривать равенство (III.1) как физический закон трения, т. е. считать коэффициент трения μ физической константой, зависящей от степени шероховатости поверхности валков и практически постоянной в некотором интервале изменения удельного давления и скорости скольжения металла относительно валков, то при переходе от захвата к установившемуся процессу прокатки коэффициент трения должен остаться постоянным. Тогда из уравнений (III.1) и (III.3) получим следующее отношение предельных углов при захвате и установившемся процессе прокатки:

$$\frac{\alpha_y}{\alpha_3} = n. \quad (\text{III.5})$$

В большинстве процессов прокатки точка приложения равнодействующей нормальных давлений расположена ближе к сечению выхода и коэффициент $n > 2$. Даже при прокатке толстых полос нет основания считать $n < 1,4 \div 1,8$. Поэтому отношения $\frac{\alpha_y}{\alpha_3}$, полученные непосредственно из опыта, могут служить критерием оценки справедливости предпосылок, на основе которых построена современная теория захвата.

В опытах А. А. Преснякова [98] отношение $\frac{\alpha_y}{\alpha_3}$ при прокатке слитков никеля равнялось 1,16, при прокатке меди 1,22. При холодной прокатке малоуглеродистой стали с начальной толщиной 4 мм А. П. Грудевым [99] получены отношения $\frac{\alpha_y}{\alpha_3}$, равные 1,2; 0,69 и 0,87 соответственно на сухих валках и валках, смазанных керосином и эмульсией.

В опытах С. В. Макаева [100] при прокатке слитков на блюминге отношение $\frac{\alpha_y}{\alpha_3}$ изменялось от 1,25 до 1,35, а в аналогичных исследованиях М. М. Горенштейна [97] $\frac{\alpha_y}{\alpha_3} = 1,28$.

Приведенные опытные данные ставят под сомнение справедливость элементарной теории захвата.

Попытки отдельных прокатчиков использовать закон Кулона, поставив коэффициент трения в зависимость от многочисленных технологических параметров прокатки, не имеют ни научной, ни практической ценности. В этом случае уравнение (III.1) теряет смысл общего закона и превращается в некоторую услов-

ную форму записи. Именно поэтому различные методы определения коэффициента трения, основанные на расчетах этой величины по опытным значениям некоторых параметров прокатки (предельных углов захвата в начальный момент и при установившемся процессе, максимальной силы заднего натяжения и давления на валки при торможении раската в валках, момента прокатки и давления на валки, опережения и т. п.), дают различные значения коэффициентов трения в казалось бы одинаковых условиях. Формулы, по которым ведется расчет коэффициента трения, выведены на основе закона Кулона и некоторых идеализированных, а иногда и просто принципиально неверных схем процесса. Поэтому полученные значения коэффициентов трения условны (поскольку условен закон Кулона при прокатке) и отражают степень погрешности использованных идеализированных схем.

Даже использование для расчета предельных углов захвата коэффициентов трения, полученных в опытах по захвату, часто приводит к грубым ошибкам, если основные параметры процесса существенно отличаются от опытных.

Зависимость условного коэффициента трения μ , входящего в уравнения (III.3) и (III.4), от различных факторов по существу отражает влияние этих факторов на предельный угол захвата. На вопрос, что это за факторы и каково их хотя бы качественное влияние на предельный угол захвата, элементарная теория захвата ответа не дает. Это связано с тем, что элементарная теория захвата исходит из уравнения статического равновесия твердого тела (III.2), в которое не входят физические константы, характеризующие динамический процесс пластической деформации при захвате.

В реальном процессе прокатки полосы, обладающая некоторой массой, подается рольгангом в валки с определенной скоростью. При этом некоторый промежуток времени от момента соприкосновения слитка с валками передняя часть его пластически деформируется независимо от того, произойдет ли в конечном итоге захват или наступит буксование полосы в валках. Этот промежуток времени относительно мал, однако только рассмотрение уравнения движения полосы в этом промежутке времени позволит ответить на вопрос о возможности захвата полосы в данных условиях.

В начальный период захвата длина очага деформации мала по сравнению с ее шириной, поэтому может быть принята плоская схема деформации. Пусть масса полосы на единицу ширины равна $\frac{G}{gB}$ и полоса в момент соприкосновения с валками имеет начальную скорость v_{30} . Валки радиуса R вращаются с угловой скоростью ω . Момент инерции валков и других вращающихся частей стана будем считать бесконечно большим. В любой момент времени, характеризуемый углом φ (рис. 92)

проникновения переднего торца полосы в зев валков, существует вполне определенное соотношение между скоростями валков и заднего конца полосы, при котором мощность, затрачиваемая на деформацию полосы, минимальна. Обозначим это отношение $\left(\frac{v_3}{\omega R}\right)^*$. Пусть изменение этого отношения выражается кривой $1 \left(\frac{v_3}{\omega R}\right)^* = f(\varphi)$ на рис. 93. Если бы масса полосы равнялась нулю, то при любой начальной скорости задачи полосы v_{30} в момент соприкосновения полосы с валками скорость ее изменилась бы скачком до скорости v_{30}^*

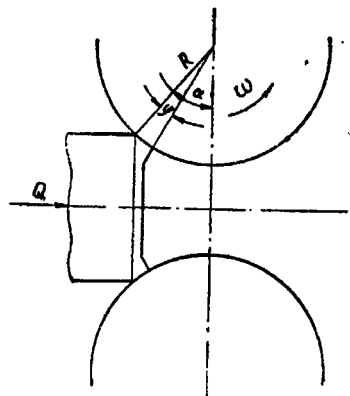


Рис. 92. Схема начальной стадии захвата

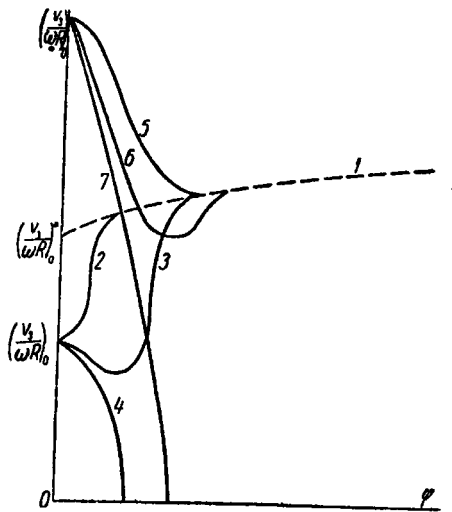


Рис. 93. Влияние начальной скорости задачи на изменение скорости полосы в начальной стадии прокатки

и далее изменялась бы по кривой 1 рис. 93. При этом мощность, отнесенная к единице ширины полосы, затрачиваемая на деформацию, минимальна в каждый данный момент и зависит от сопротивления сдвигу τ_s внутренних слоев металла, радиуса R , угловой скорости валков ω , углов α и φ и сопротивления сдвигу τ_k на поверхности контакта.

$$\frac{N_{d \min}}{B} = f(\tau_s, R, \omega, \alpha, \varphi, \tau_k). \quad (\text{III. 6})$$

В уравнение (III.6) не вошла начальная высота полосы, так как в начальной стадии прокатки пластическая деформация не распространяется на всю толщину полосы, следовательно, мощность деформации в начальной стадии будет одинаковой для полос практически любой толщины.

Максимальная мощность, которую могут передать валки N_b ,

определяется величиной сопротивления сдвигу на контактной поверхности

$$\frac{N_{b \max}}{B} = 2\tau_k \varphi R^2 \omega. \quad (\text{III. 7})$$

Если мощность, необходимая для деформации, превысит максимальную мощность, которую при данных условиях могут развить валки, то скорость полосы мгновенно упадет до нуля, так как масса полосы равна нулю, и начнется буксование полосы в валках. Причем наиболее неблагоприятным случаем будет начальный момент захвата ($\varphi \rightarrow 0$).

Таким образом, предельный угол захвата α_3 определится из условия

$$\frac{N_{d \min}}{N_{b \max}} = 1.$$

Приравняв правые части равенств (III.6) и (III.7) и решая их относительно α , находим, что при $\varphi \rightarrow 0$

$$\alpha_3 = f(\tau_s, \tau_k, R, \omega).$$

Применяя к последнему равенству л-теорему размерного анализа, находим, что предельный угол захвата α_3 зависит только от отношения $\frac{\tau_k}{\tau_s}$

$$\alpha_3 = f\left(\frac{\tau_k}{\tau_s}\right). \quad (\text{III. 8})$$

Это объясняется тем, что мощность деформации, так же как и максимальная мощность, передаваемая от валков, пропорциональна окружной скорости и квадрату радиуса валков.

Таким образом, если пренебречь массой задаваемой полосы, т. е. искусственно исключить влияние динамических факторов при захвате, то при любом законе сил трения на поверхности валков получим условную зависимость предельного угла только от величины отношения сил трения к сопротивлению внутренним сдвигам.

В условиях прокатки на блюмингах динамические факторы настолько значительны, что пренебрегать ими нельзя.

Рассмотрим качественное влияние динамических факторов на предельный угол захвата при прокатке.

В зависимости от величины отношения начальной скорости задачи к окружной скорости валков полоса с момента соприкосновения с валками за короткий промежуток времени разгоняется с большими ускорениями или замедляется. При малом угле φ проникновения торца полосы в зев валков работа сил инерции не только сравнима с работой внутренних сил, но и существенно влияет на условия захвата. Пусть для определенности скорость задачи полосы в валки v_{30} меньше начальной скорости v_{30}^* , при

которой мощность, затрачиваемая на деформацию полосы, минимальна.

В момент, близкий к начальному ($\varphi \rightarrow 0$), мощность, необходимая для деформации полосы, зависит от начальной скорости задачи

$$N_d = f(\tau_s, R, \omega, \alpha, \varphi, \tau_k, v_{30}). \quad (\text{III. 9})$$

Причем, чем меньше отношение $\frac{v_{30}}{v_{30}^*}$, тем большую мощность необходимо затратить для деформации полосы.

Если максимальная мощность, которую могут передать валки, больше мощности, необходимой для деформации, то избыток мощности расходуется на ускорение полосы. Скорость полосы возрастает и быстро достигает скорости v_3^* . В этом случае захват происходит (кривая 2 на рис. 93).

При $N_d > N_v$ захват также возможен, если живая сила $\frac{Gv_{30}^2}{2gB}$ на единицу ширины полосы достаточно велика.

При этом скорость полосы сначала несколько падает, ее живая сила расходуется на деформацию. Однако по мере увеличения угла проникновения φ мощность деформации по отношению к максимальной мощности валков уменьшается. При $N_d = N_v$ max падение скорости прекращается и далее полоса начинает ускоряться (кривая 3 на рис. 93). При малой же величине живой силы, если в начальный момент $N_d > N_v$ max, скорость полосы резко падает и наступает буксование (кривая 4, рис. 93).

Подача полосы в валки со скоростью, большей чем v_{30}^* , безусловно улучшает захват. При этом в начальной стадии деформация происходит за счет живой силы полосы, пока скорость заднего конца не уменьшится до v_3^* .

Если в этот момент $N_{v \max} > N_{d \min}$, происходит надежный захват (кривая 5, рис. 93). При $N_{v \max} < N_{d \min}$ захват возможен, если живая сила полосы велика (кривая 6, рис. 93). При $N_{v \max} < N_{d \min}$ и малой живой силе полосы скорость полосы падает до нуля (кривая 7, рис. 93).

Отношение скоростей полосы и валков в начальный момент захвата при прокатке на блюминге весьма существенно влияет на величину предельного угла захвата. Предельный угол захвата всегда будет уменьшаться с уменьшением скорости рольганга при постоянных оборотах валков или с увеличением оборотов валков при постоянной скорости рольганга.

Однако при $v_{30} > v_{30}^*$ влияние отношения $\frac{v_{30}}{\omega R}$ на предельный угол захвата связано только с величиной площадки смятия (угла φ) при падении скорости от v_{30} до v_{31}^* , так как предельный угол определяется из условия равенства минимальной мощ-

ности, необходимой для деформации, и максимальной мощности, которую способны передать валки, так как $v_3 = v_3^*$.

При $v_{30} < v_{30}^*$ влияние отношения $\frac{v_{30}}{\omega R}$ на предельный угол захвата иное, так как для успешного захвата валки должны передать мощность, по крайней мере равную мощности, необходимой для деформации полосы при данном отношении $\frac{v_{30}}{\omega R}$, которая тем больше, чем больше разница между скоростями v_{30} и v_{30}^* . Поэтому условия захвата резко ухудшаются по мере уменьшения скорости задачи от скорости, при которой затрата мощности на деформацию минимальна. Задача полосы со скоростью, меньшей чем v_{30}^* , нежелательна не только потому, что предельные углы при этом малы. Сам процесс захвата при малых отношениях $\frac{v_{30}}{\omega R}$ становится крайне неустойчивым, так как предельная мощность, передаваемая валками, может сильно колебаться в зависимости от свойств окалины на поверхности валков. В процессе разгона полосы до скорости v_{30}^* могут быть резкие срывы скорости полосы, чередующиеся с ускорениями.

Динамические нагрузки, возникающие при этом, неблагоприятно сказываются на работе шпинделей, муфт и т. п. при больших скоростях прокатки. Такой процесс гораздо менее вероятен при скорости задачи $v_{30} > v_{30}^*$, так как в процессе падения скорости до v_3^* деформация осуществляется за счет живой силы полосы и изменение контактных условий не оказывает практически никакого влияния на процесс. При достижении скорости v_{30}^* мощность, необходимая для деформации, быстро уменьшается по отношению к максимальной мощности, которую могут передать валки по условиям контактного трения, в связи с увеличением угла φ .

Поэтому важно знать то критическое значение скорости задачи по отношению к скорости валков $\frac{v_{30}^*}{\omega R}$, при котором мощность, затрачиваемая на деформацию, минимальна. Обычно считается, что при устойчивом захвате скорость заднего конца полосы выравнивается до величины горизонтальной составляющей окружной скорости валков, т. е. $\frac{v_{30}^*}{\omega R} = \cos \alpha$ [101, 102 и др.].

С этим нельзя согласиться. Согласно схеме на рис. 91, в начальной стадии захвата со скоростью валков движутся только зоны 1, прилегающие к поверхности валков. Зона 3 как бы выжимается из очага деформации, отодвигая задний конец полосы. Поэтому абсолютная скорость движения заднего конца меньше горизонтальной скорости валков.

Отношение $\frac{v_{30}}{\omega R} = \cos \alpha$ соответствует схеме, при которой деформация в начальной стадии равномерна и распространяется на всю толщину полосы, а критическое сечение расположено в средней части дуги соприкосновения металла с валками. Для начальной стадии прокатки такая идеализированная модель безусловно не соответствует реальной схеме деформации. По нашему мнению, отношение $\frac{v_{30}}{\omega R}$ лежит в пределах 0,7—0,8. Эти цифры нуждаются в дальнейшей экспериментальной проверке. Во всяком случае для обеспечения надежного захвата при больших углах необходимо, чтобы скорость фольганга была не ниже окружной скорости валков.

Таким образом, предельный угол захвата при прокатке крупных слитков на блюминге зависит не только от условий трения на поверхности контакта металла с валками, но и определяется динамическими параметрами прокатки

$$\alpha_3 = f\left(\tau_k, \tau_s, \omega, R, \frac{G}{gB}, \frac{Q}{B}, v_{30}\right),$$

или в безразмерной форме

$$\alpha_3 = f\left(\frac{\tau_k}{\tau_s}, \frac{v_{30}}{\omega R}, \frac{G\omega^2}{gB\tau_s}, \frac{Q}{BR\tau_s}\right), \quad (\text{III. 10})$$

где $\frac{Q}{B}$ — заталкивающая сила на единицу ширины полосы.

Критерий $\frac{\tau_k}{\tau_s}$ характеризует величину сил контактного трения относительно сопротивления внутренним сдвигам, критерий $\frac{v_{30}}{\omega R}$ и $\frac{G\omega^2}{gB\tau_s}$ — живую силу полосы в момент захвата по отношению к работе внутренних сил, критерий $\frac{Q}{BR\tau_s}$ — заталкивающую силу по отношению к сопротивлению внутренним сдвигам. Чем больше величина каждого из этих критериев, тем выше предельный угол захвата. Предельный угол при установившемся процессе определяется из условий предельного равновесия внешних сил или из условия равенства мощности деформации максимальной мощности, которую могут передать валки. Так как установившийся процесс прокатки стационарен при постоянном числе оборотов валков, то скорость и масса полосы не оказывают непосредственного влияния на предельный угол

$$\alpha_y = f(\tau_k, \tau_s, B, l, H),$$

или в безразмерной форме

$$\alpha_y = f\left(\frac{\tau_k}{\tau_s}, \frac{l}{H}, \frac{B}{l}\right). \quad (\text{III. 11})$$

Влияние параметра $\frac{\tau_k}{\tau_s}$ на предельный угол не подлежит сомнению. С увеличением $\frac{\tau_k}{\tau_s}$ предельный угол α_y возрастает. Критерии $\frac{l}{H}$ и $\frac{B}{l}$, описывающие через геометрию очага деформации граничные условия процесса, определяют мощность, необходимую для деформации полосы.

Критерий $\frac{B}{l}$ будет оказывать влияние на величину предельного угла только при прокатке узких полос.

Влияние критерия $\frac{l}{H}$ на мощность деформации общеизвестно. При $\frac{l}{H} > 0,5—1,0$ с увеличением $\frac{l}{H}$ мощность растет, при $\frac{l}{H} < 0,5—1$ мощность деформации также увеличивается. Поэтому при прокатке слитков на блюминге буксование полосы при установившемся процессе наиболее вероятно в первых пропусках, когда $\frac{l}{H}$ мало.

Сравнивая зависимости (III.10) и (III.11), приходим к выводу, что отношение $\frac{\alpha_y}{\alpha_3}$ не может быть даже приблизительно постоянным в разных условиях прокатки, а зависит от нескольких параметров, характеризующих захват и установившийся процесс.

18. ОПЫТНЫЕ ДАННЫЕ ПО ПРЕДЕЛЬНЫМ УГЛАМ ЗАХВАТА В НАЧАЛЬНЫЙ МОМЕНТ И ПРИ УСТАНОВИВШЕМСЯ ПРОЦЕССЕ

Процесс захвата металла валками исследован опытным путем еще крайне недостаточно. Каждая из известных экспериментальных работ [97; 100; 101; 110 и др.] охватывает сравнительно узкий диапазон параметров прокатки.

Даже качественный анализ этих исследований затруднителен, так как в большинстве исследований не фиксировались многие важные параметры, существенно влияющие на предельные углы захвата, в частности скорость фольганга при захвате.

На основе анализа опытных данных и практического опыта работы блюминга можно заключить, что наиболее существенно влияние на условия захвата следующих факторов:

- 1) условий трения на поверхности валков и металла;
- 2) окружной скорости валков;
- 3) ширины раската;
- 4) формы калибра.

Эти факторы, кроме последнего, входят в критерий уравне-

ния (III.10). К сожалению, при проведении опытов обычно не обращают внимания на скорость подачи полосы к валкам.

На величину удельной силы контактного трения влияют три главных фактора: шероховатость валков, свойства окалины и температура контактного слоя [97; 100]. Длительный период работы валков блюминга связан с образованием более или менее значительной сетки разгара на их поверхности, поэтому первоначальная чистота обработки поверхности валков сказывается на условиях захвата непродолжительный промежуток времени. Новые валки захватывают полосу обычно несколько хуже при-

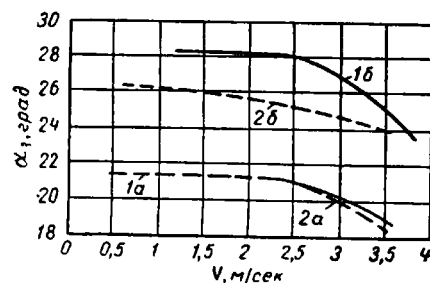


Рис. 94. Зависимость предельных углов захвата в начальный момент (1) и при установившемся процессе (2) от скорости прокатки и свойств окалины [97]:

а — печная окалина; б — воздушная окалина

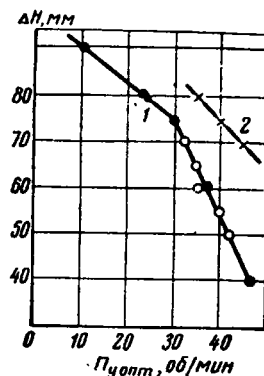


Рис. 95. Влияние числа оборотов валков на предельное обжатие при прокатке слитков кипящей (1) и спокойной стали (2) марки Ст. 3

работавшихся. В одних случаях разница в предельном угле захвата значительна [97], в других случаях — практически неощутима [110]. Эти на первый взгляд противоречивые практические данные, очевидно, объясняются различной степенью шероховатости новых валков в условиях проводившихся наблюдений.

Наблюдения С. В. Макаева [100] показали, что материал валков существенно влияет на их захватывающую способность. Валки из стали 60ХН значительно хуже захватывают металл, чем валки из обычной углеродистой стали. Закалка поверхности валков понижает предельный угол захвата на 10–15% [100]. Эти результаты объясняются, по-видимому, иным характером износа легированных и закаленных валков.

Существенное влияние на захватывающую способность валков оказывают свойства окалины на поверхности прокатываемого металла. Толстый слой окалины на поверхности слитка в первых пропусках (печная окалина) значительно снижает предельный угол захвата по сравнению с тонким слоем воздушной

окалины на поверхности полосы. На рис. 94 приведены предельные углы захвата и установившегося процесса при прокатке заготовок для рельсов Р-24 в калибре обжимной клетки 800, полученные в опытах М. М. Горенштейна [97]. Разница в предельных углах захвата при прокатке заготовок с печной и воздушной окалиной составляет 6–7°, а в предельных углах установившегося процесса — около 5°. Это явление может быть объяснено различной величиной сопротивления сдвигу τ_k контактного слоя. Спрессованная печная окалина, имеющая толщину 0,75–1,5 мм [97], практически полностью изолирует металл от поверхности валков. При этом максимальные контактные напряжения τ_k не превышают сопротивления сдвигу между поверхностью валков и поверхностью окалины или внутри слоя окалины, которые по своей величине значительно ниже сопротивления сдвигу приконтактных слоев металла τ_{sk} .

Толщина же воздушной окалины, по данным М. М. Горенштейна, не превышает 0,1 мм. Поэтому выступы шероховатой поверхности валков проникают в глубь металла и предельные контактные напряжения τ_k , через которые передается мощность от валков к полосе, равны сопротивлению сдвигу приконтактных слоев металла.

На рис. 95 приведены результаты опытов В. А. Тягунова, в которых отмечено, что предельное обжатие для спокойной стали марки Ст. 3 выше предельных обжатий при прокатке слитков кипящей стали той же марки при одних и тех же оборотах валков. Разница в предельных обжатиях в этом случае очевидно также объясняется различными свойствами окалины на поверхности слитков кипящей и спокойной стали.

Из изложенного становится также понятным влияние на предельный угол температурного перепада на поверхности полосы и во внутренних ее слоях, так как величиной этого перепада определяется отношение $\frac{\tau_k}{\tau_s}$. Как показывают расчеты

М. М. Горенштейна, подтвержденные экспериментальным исследованием [97], перепад температур наружных и внутренних слоев металла может быть значительным. При времени контакта 0,07 сек., что соответствует примерной средней скорости прокатки на блюминге, и толщине слоя окалины 0,1 мм этот перепад равен 170°. Причем зависимость температурного перепада от времени контакта очень резкая при относительно малом времени контакта. Так как время контакта при установившемся процессе непосредственно связано со скоростью валков, то с увеличением скорости прокатки температурный перепад уменьшается.

При этом отношение $\frac{\tau_k}{\tau_s}$ также уменьшается, что влечет за собой снижение величины предельного угла при установившемся процессе. Такое объяснение зависимости предельного угла установившегося процесса от скорости прокатки качественно согла-

суется с опытными данными М. М. Горенштейна (см. рис. 94) и С. В. Макаева (рис. 96). Этим же объясняется часто наблюдаемое на практике явление, когда полоса в прокатных валках движется толчками. Буксование полосы сменяется прокаткой, как только поверхность ее несколько подстынет в валках. Так часто происходит прокатка в первой клетке стана 500 ММК.

Влияние скорости прокатки на предельный угол захвата качественно иное, так как время соприкосновения металла с валками в начальной стадии прокатки незначительно. Температур-

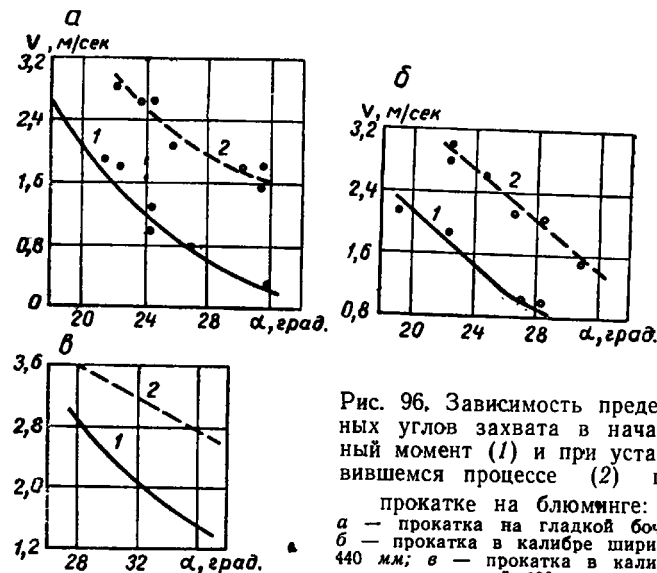


Рис. 96. Зависимость предельных углов захвата в начальный момент (1) и при установившемся процессе (2) при прокатке на блюминге: а — прокатка на гладкой бочке; б — прокатка в калибре шириной 440 мм; в — прокатка в калибре шириной 330 мм

ный перепад начинает сказываться только при достаточно большом угле проникновения металла в зев валков, что при малой скорости прокатки создает дополнительные резервы установившегося процесса.

Первые известные опыты по влиянию скорости прокатки на предельный угол захвата принадлежат В. Тафелю и Э. Шнайдеру [101]. В опытах на гладкой бочке диаметром 990 мм прокатывали заготовки квадратного сечения 180 × 180 мм, длиной 1000 мм. Болванки подавались рольгангом к валкам при малом зазоре. В первоначальный момент захват не происходил и болванка останавливалась перед валками. После этого валки разводили и при определенном угле валки захватывали полосу. Результаты опытов приведены на рис. 97.

Нужно отметить, что условия проведения описанных опытов отличаются от условий захвата на блюминге, где полоса не останавливается перед валками. Кроме того, размеры прокатанных полос не характерны для прокатки на гладкой бочке современных блюмингов.

Опыты М. М. Горенштейна, результаты которых представлены на рис. 98, произведены на блюминге 1170. Исследовались условия захвата раската шириной 430—450 мм при прокатке в первом калибре и на гладкой бочке слитков из стали марок М75 и Ст. 3.

Предельные углы захвата значительно выше, чем в опытах В. Тафеля и Э. Шнайдера.

Установлена некоторая критическая скорость (2,8—3 м/сек), до которой предельный угол захвата мало зависит от скорости валков. При захвате слитков при окружной скорости валков выше критической условия захвата резко ухудшаются. Ранее уже

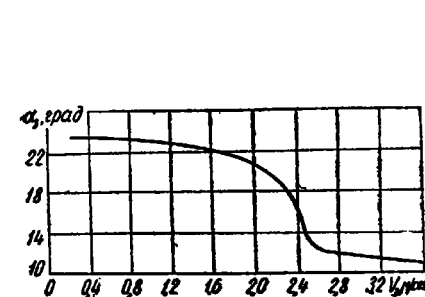


Рис. 97. Влияние скорости прокатки на предельный угол захвата [101]

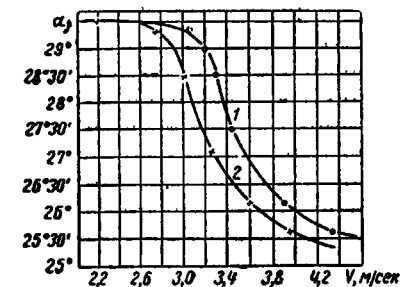


Рис. 98. Влияние скорости прокатки на предельный угол захвата на блюминге [97]: 1 — прокатка на гладкой бочке; 2 — прокатка в калибре шириной 440 мм

1 — прокатка на гладкой бочке; 2 — прокатка в калибре шириной 440 мм

отмечалось, что отношение скорости задачи металла в валки к окружной скорости валков должно существенно влиять на условия захвата, если скорость задачи металла v_{30} в валки меньше некоторой скорости v_{30}^* . В опытах М. М. Горенштейна, насколько можно судить по описанию, раскаты задавали в валки с различными начальными скоростями. Приведенные на рис. 98 результаты являются, очевидно, средними для различных скоростей задачи. Поэтому критическая скорость валков каким-то образом связана со средней скоростью задачи. О влиянии скорости задачи на захват свидетельствует опыт, приведенный в книге М. М. Горенштейна [97]. Раскат высотой 440 и шириной 430 мм задавали в первый калибр с диаметром 946 мм при различных оборотах валков, которые изменялись ступенями (12; 24; 36; 45; 56; 65 и 80 об/мин). Обжатие составляло 100 мм, а угол захвата $\alpha = 26,5^\circ$.

При задаче раската с нормальным разгоном буксование наступило при 80 об/мин, что соответствует окружной скорости валков 4 м/сек.

При задаче раската почти без разгона буксование наступило

при 65 об/мин, что соответствует окружной скорости валков 3,2 м/сек.

В опытах С. В. Макаева (рис. 95) интервал изменения окружной скорости валков был небольшим (в среднем 1—2,5 м/сек). Исследовалось влияние скорости валков на условия захвата слитков углеродистой стали на гладкой бочке и в калибрах шириной 440 и 330 мм. Во всем интервале скоростей предельный угол захвата уменьшался по мере увеличения окружной скорости валков. Существенное отличие величин предельных углов на гладкой бочке и в калибре отмечено только для калибра шириной 330 мм.

Опыты В. А. Тягунова проведены на блюминге 1150, на стане 900 (прокатка в калибрах) и на слябинге 1100. Исследовалось влияние скорости валков на величину угла захвата при ширине полосы 1100, 650 мм (прокатка на гладкой бочке) и 400, 250 мм (прокатка в калибрах). В каждом опыте производили прокатку нескольких слитков при постоянном обжати с возрастающей от слитка к слитку скоростью (в среднем через 5 об/мин) до тех пор, пока не наступало буксование. При этой скорости повторяли опыт 2—3 раза. Если буксование имело место во всех повторных опытах при данной скорости, то за практически допускаемую скорость принималась предыдущая ступень скорости. Если в повторных опытах буксования не было, то за практически допускаемую скорость принималась скорость, меньшая на 2—3 об/мин.

Таким образом, в опытах определяли не предельные углы захвата, а практически допускаемые, обеспечивающие надежный захват при данной скорости валков.

Результаты опытов приведены на рис. 99 и в табл. 25. Несколько меньшие значения углов захвата по сравнению с другими исследованиями объясняются отмеченной разницей между предельными и практически допускаемыми углами.

В результате обработки опытов выявлено два интервала характерных скоростей.

При скорости до 1,5 м/сек практически допускаемые углы захвата сравнительно мало зависят от окружной скорости валков. При скорости свыше 1,5 м/сек углы захвата резко уменьшаются с увеличением скорости.

Прокатка в калибрах может протекать при несколько больших углах, чем прокатка на гладкой бочке. В широких калибрах влияние стенок калибра на предельный угол захвата невелико. Эти выводы согласуются с ранее описанными результатами исследований С. В. Макаева.

Зависимость предельного угла захвата от скорости определяет выбор скоростного режима работы блюминга. На основании обработки опытных данных В. А. Тягуновым предложены формулы, по которым можно рассчитать величину практически

допустимого числа оборотов валков блюминга в момент захвата.

1. Прокатка слитка кипящей стали на гладкой бочке валка: при

$$\Delta H \geq 76D \quad n_y = \frac{1,25}{D^2} (100D - \Delta H), \quad (\text{II.12})$$

при

$$\Delta H = (76 \div 24) D \quad n_y = \frac{0,525}{D^2} (76D - \Delta H) + \frac{30}{D}, \quad (\text{III.13})$$

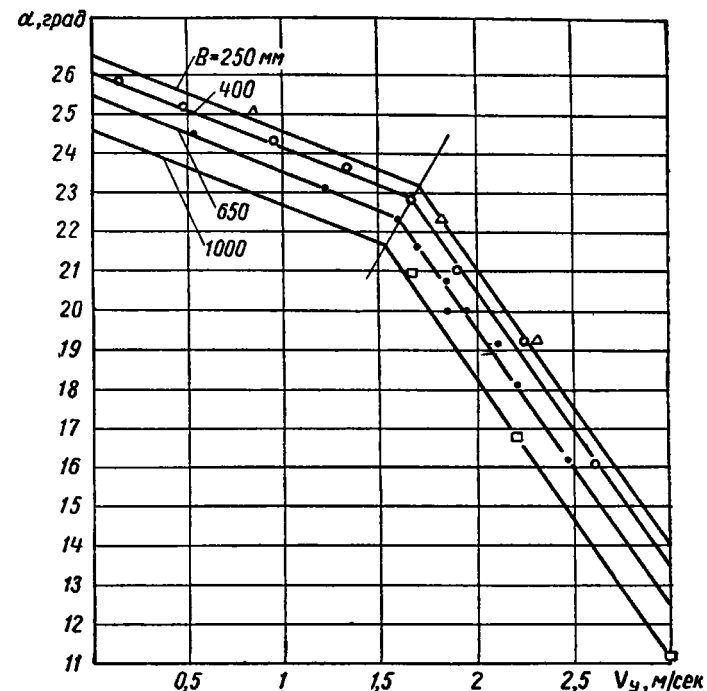


Рис. 99. Зависимость практически допустимого угла захвата от скорости прокатки при различной ширине раската

при

$$\Delta H \leq 24D \quad n_y = \frac{57,3}{D}, \quad (\text{III.14})$$

где n_y — число оборотов валков при захвате, об/мин.

2. Прокатка слитка спокойной стали на гладкой бочке валка:

при

$$\Delta H \geq 90D \quad n_y = \frac{0,308}{D^2} (155D - \Delta H), \quad (\text{III.15})$$

при

$$\Delta H = (90 \div 50) D \quad n_y = \frac{0,75}{D^2} (90D - \Delta H) + \frac{20}{D}. \quad (\text{III.16})$$

3. Прокатка в калибре шириной 400—440 мм со стеснением уширения для спокойной и кипящей стали:

при

$$\Delta H \geq 103D \quad n_y = \frac{0,323}{D^2} (165D - \Delta H), \quad (\text{III.17})$$

при

$$\Delta H = (103 \div 50) D \quad n_y = \frac{0,565}{D^2} (103D - \Delta H) + \frac{20}{D}. \quad (\text{III.18})$$

4. Прокатка в калибре шириной 295—330 мм со стеснением уширения для спокойной и кипящей стали:

при

$$\Delta H = (70 \div 150) D \quad n_y = \frac{0,5}{D^2} (150D - \Delta H) + \frac{20}{D}. \quad (\text{III.19})$$

В формулах (III.12÷18) приняты следующие обозначения:

n_y — обороты валков при захвате, об/мин;

D — диаметр валков, м;

ΔH — обжатие, мм.

ГЛАВА IV

КАЛИБРОВКА ВАЛКОВ БЛЮМИНГА

19. МЕТОД КАЛИБРОВКИ ВАЛКОВ БЛЮМИНГА

Калибровка валков и правильно разработанные схемы прокатки определяют производительность и безаварийность работы блюминга, качество проката и многие другие показатели работы блюминга.

Под схемой прокатки будем понимать совокупность следующих данных:

- а) количество пропусков;
- б) распределение пропусков по калибрам;
- в) распределение обжатий по пропускам;
- г) количество кантовок и их распределение между пропусками по ходу прокатки.

Разработка калибровки тесно связана с общим режимом прокатки, особенно с работой станového двигателя и оптимальным скоростным режимом. Однако эти вопросы рассматриваются ниже.

В настоящей же главе ограничимся рассмотрением вопросов, касающихся собственно калибровки и, в первую очередь, разработки рациональных схем прокатки слитков на блюминге.

Задача разработки рациональных схем прокатки осложняется тем, что в настоящее время нет удовлетворительного научно-обоснованного метода калибровки валков. Известные из литературы методы для этой цели практически малопригодны, и вряд ли можно назвать хотя бы один блюминг, где калибровка валков была бы успешно выполнена по какому-либо из опубликованных методов.

Из практики работы блюмингов известны отдельные закономерности, выработанные в течение длительной эксплуатации блюмингов, которые учитываются при выполнении калибровки. После разработки калибровки она отрабатывается в течение длительного времени эксплуатации блюминга с учетом большого количества факторов, часто присущих только данному конкретному стану. В числе основных факторов можно назвать количество и различие типов слитков, выпускаемый сортament

блюдом, наличие и удельный вес слэбов в сортаменте, характеристики вспомогательного оборудования (расположение рольгангов, скорость нажимного устройства и пр.), требования к качеству проката и т. д.

Предлагаемые некоторыми авторами [85, 103 и др.] рекомендации, согласно которым размеры и формы калибров выбираются по размерам полосы после кантовок при схеме прокатки, предназначенной для какого-то профиля, часто оказываются непригодными для практики.

На практике стоит как раз обратная задача — составить схему прокатки с учетом имеющейся калибровки валков блюминга. Такая постановка вопроса применима не только к действующему агрегату, но и к вновь проектируемому. Ведь если даже предположить, что калибровка выполнена применительно к прокатке какого-нибудь одного профиля, то при составлении схемы прокатки уже для следующего профиля встает обратная задача — выбрать схему прокатки для уже принятой калибровки.

Поскольку на каждом блюминге прокатывается не один профиль и не из одного типа слитков, то на практике калибровка не выбирается исходя из одного профиля, пусть даже наиболее распространенного, а является результатом компромиссного решения многих вопросов, удовлетворения многих противоречивых требований.

Реальная схема разработки схемы прокатки для блюминга следующая: исходя из конечных размеров выпускаемых блюмов и известных соотношений между размерами калибров, выбираются их количество и размеры. Согласно принятой калибровке составляются и проверяются схемы прокатки для различных случаев. Размеры калибров корректируются, если это выгодно для большинства случаев и допустимо для остальных.

На работающем блюминге составление схемы прокатки при некотором изменении условий работы производится, как правило, при неизменной калибровке.

Попутно заметим также, что выбор размеров и веса слитка, исходя из размеров готового профиля, величины общей вытяжки и частных значений вытяжек за пропуск, как это рекомендует М. Л. Зарощинский [103], для большинства случаев также нереален. Если учесть, что один и тот же слиток, как правило, используется для большого количества заказов, то на практике чаще всего стоит обратная задача — составить схему прокатки применительно к данному слитку.

В настоящее время нет общего удовлетворительного метода, пользуясь которым можно сразу рассчитать схему прокатки. Оптимальная схема прокатки, как это будет показано ниже, не может быть определена одним расчетом, она является следствием сравнения нескольких схем, которыми следует предварительно задаваться. При выборе оптимальной схемы прокатки

нужно заранее ее составить, учитывая конкретные особенности данного стана, а затем проверить ее допустимость и целесообразность.

20. ФОРМА И РАЗМЕРЫ КАЛИБРОВ

На валках блюминга, в зависимости от сортамента и других условий данного агрегата, располагается от трех до пяти калибров. Меньшее число калибров относится к блюмингам боль-

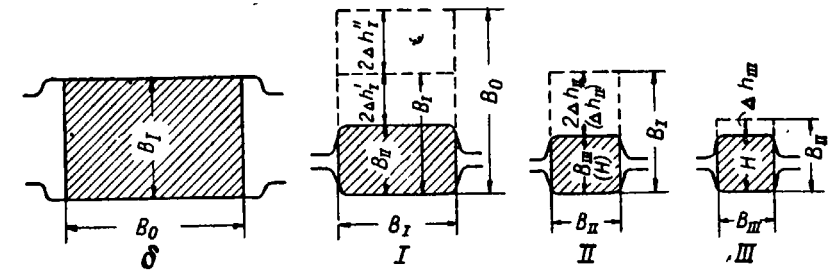


Рис. 100. Схема к выбору ширины калибров

шей производительности, имеющим возможность прокатывать блюмы большего сечения.

При построении ящичных калибров блюмингов наибольшую трудность составляет определение ширины калибров, особенно первого.

При выборе ширины калибра нужно удовлетворить два противоречивых требования. С одной стороны, желательно иметь ширину калибра I поменьше, чтобы уменьшить обжатия в последующем калибре II (рис. 100). Это обжатие равно $\frac{B_I - B_{III}}{2}$

или $B_I - H$ при выдаче готового блюма из калибра II . Поскольку ширина калибра III определяется размерами прокатываемых блюмов, а величину обжатия в калибре II определяет разница в ширине I и III калибров, то чем уже калибр I , тем меньше обжатия в калибре II .

Для достижения высокой производительности стремятся сокращать число пропусков, а значит и число калибров на валках. При этом разница $B_I - B_{III}$ получается весьма значительной и на многих блюмингах обжатие в калибре II превышает 100 мм.

С другой стороны, ширину калибра I желательно иметь побольше. Для улучшения качества поверхности блюмов кантовка полос в калибрах целесообразна после каждых двух пропусков. Из рис. 100 видно, что для кантовки полосы в калибре I после первых двух пропусков необходимо осуществить обжатие

$\frac{B_0 - B_I}{2}$. Это обжатие тем больше, чем меньше ширина калибра I.

При чрезмерно узком калибре обжать полосу за два пропуска до высоты, равной ширине калибра, становится невозможным. Тогда осуществляют прокатку за четыре пропуска без кантовки, что вызывает переполнение калибра и часто вынуждает последние один или два пропуска перед кантовкой делать на гладкой бочке. При этом на перемещение полосы вдоль бочки валка затрачивается дополнительное время.

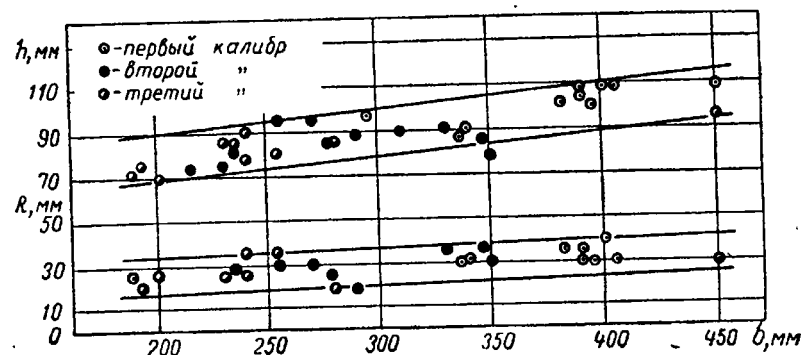


Рис. 101. Глубина вреза калибров h и радиус закругления у дна калибра R в зависимости от ширины по дну калибра b . (Данные по 11 отечественным блюмингам)

Указанные противоречия присущи калибровкам всех блюмингов и почти на каждом из них ширина калибра I изменялась в ту или иную сторону по несколько раз, пока не было найдено оптимальное значение. Чаше всего, как это следует из рис. 101, применяется калибр I шириной около 400 мм (блюминги № 2 и 3 ММК, «Азовстали», «Криворожстали», НТМК и Макеевского завода). Другая ширина калибра I выбирается при прокатке по схемам, отличным от предусмотренной на рис. 100 (табл. 26).

Аналогично при выборе ширины калибра II (рис. 100) возникает вопрос о распределении обжатий в калибре III и в последних двух пропусках в калибре I.

При выборе ширины калибров, и особенно при расчете деформации на гладкой бочке, необходимо учитывать уширение в каждом пропуске (желательно даже учитывать распределение уширения по толщине раската). Изложенные выше данные об уширении показывают, что оно довольно значительно, особенно в приконтактных областях. Поэтому учет уширения, хотя бы приближенный, дает возможность учитывать фактическое обжатие после кантовок.

Таблица 26

Различные схемы прокатки слитков на блюмингах

№ схемы	Число проходов и кантовок		Соотношение сторон сечения раската после прокатки на бочке
	гладкая часть бочки	калибр I	
1	4—4*		
2	2—4		
3	2—2—4	2—2 или 4—	От 1,31 до 1,50
4	2—2—2		От 1,33 до 1,52
5	2—4—4		
6	6—		
7	4—	4—2 или	От 1,57 до 1,93
8	2—4	с возвратом на гладкую	
9	2—6	часть бочки в последних	
10	4—6	пропусках перед кантов-	
11	2—2—4	кой в следующий калибр	От 1,66 до 2,18 и более

* Цифры означают число проходов между кантовками, тире — кантовку.

Таким образом, схема прокатки до первого ящичного калибра (на гладкой бочке) зависит от размеров исходного слитка, а начиная с калибра I и до конца — от размеров прокатываемого сечения и ширины калибров. Отсюда следует, что определение числа пропусков по средним вытяжкам или даже средним обжатиям лишено практического смысла.

Прокатка на гладкой бочке (в калибре б на рис. 100) ведется без стеснения уширения, поэтому ширина бочки должна превышать ширину прокатываемых слитков. На блюмингах, прокатывающих слябы, ширина калибра б выбирается из условий прокатки слябов наибольшей ширины.

Величина выпуска боковых стенок калибров определяется следующими требованиями. Для лучшего восстановления калибра после переточки, более легкого входа полосы в калибр и увеличения свободного пространства для уширяющегося металла желательно иметь выпуск побольше. Для повышения устойчивости полосы в калибре необходимо, наоборот, уменьшать величины выпуска. Практические данные о величинах выпусков на блюмингах приведены ниже.

Калибры	Калибр б	I	II	III	IV
Выпуск, %	10—30	18—25	15*—25	14*—20	13—17

* Меньшие значения относятся к случаям прокатки готовых блюмов в этих калибрах.

Для преодоления противоречий при выборе величины выпуска предложена конструкция ящичного калибра с двумя выпусками по высоте бурта [104; 105]. В этом случае от дна калибра примерно до половины высоты бурта берется обычный выпуск, а дальше выпуск увеличивается.

Нами испытана конструкция подобного калибра, размеры и форма которого показаны на рис. 102. Вопреки опасениям, сваливание полосы в этом калибре из-за уменьшения «поддерживающего» участка буртов с нормальными выпусками ни разу не наблюдалось. Мало того, задача полосы в калибр заметно облегчается, так как бурты с двойными выпусками образуют как бы раскрытую воронку, суживающуюся к центру калибра. Заметно уменьшается износ боковых стенок калибра. Боковые

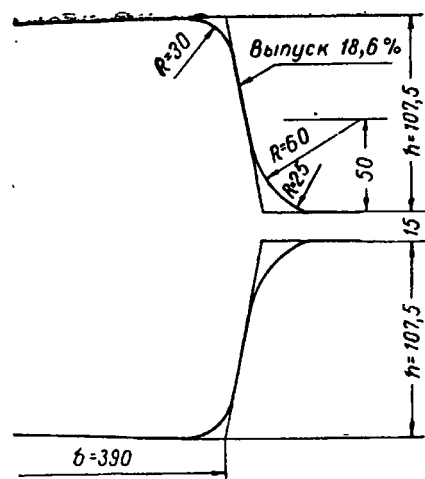


Рис. 102. Ящичный калибр блюминга с двойными выпусками

поверхности раската приобретают более плавные очертания без острых выступов. Наряду с указанными преимуществами, такая форма калибра обладает серьезным недостатком — трудностью задачи полосы в последующий калибр. При незначительном перекашивании раската в калибре (рис. 103, а), что часто имеет место, в особенности при прокатке в четыре пропуска без кантовки, полоса получается очень неустойчивой на рольганге перед задачей в последующий калибр (рис. 103, б).

Двойные выпуски, образуя дополнительное свободное пространство возле разреза валков, создают также условия для большего уширения металла посередине высоты полосы и вследствие этого боковая поверхность полосы становится более выпуклой. Согласно рассмотренным выше материалам о деформации слитков на блюминге, это положение является желательным с точки зрения повышения качества блюмов. Однако, из-за неустойчивости полосы на рольганге уверенный захват на высоких скоростях в последующем калибре затруднен, часты случаи подрезов. Таким образом, несмотря на существенные преимущества, применение двойных выпусков не является кардинальным решением противоречий при построении калибров блюминга.

Глубина вреза калибра h должна быть не больше половины наименьшей высоты полосы, прокатываемой в данном калибре. В большинстве случаев глубина вреза делается меньше, чтобы не очень снижать прочность валков.

В то же время глубина вреза калибра должна быть достаточно большой, чтобы обеспечить устойчивое положение полосы при прокатке и ограничить боковыми стенками калибра местное уширение у контактных поверхностей, возникающее в ре-

зультате неравномерной деформации высокой полосы. Во избежание переполнения калибра глубина вреза должна быть больше, чем расстояние линии максимального уширения от контактных поверхностей. В противном случае неизбежны дефекты поверхности в результате заката «гребешков» от переполнения калибра [106].

На работающих блюмингах больших колебаний в выборе величины врезов на различных станах не наблюдается. В результате длительных поисков обычно приходят к одним и тем же

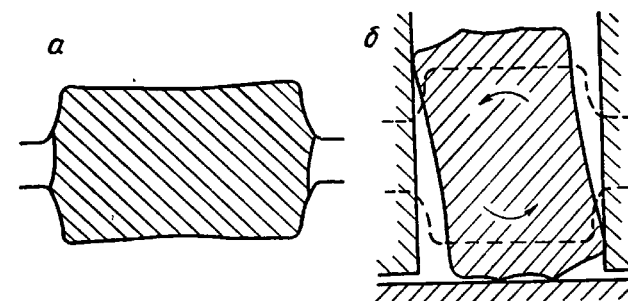


Рис. 103. Прокатка в калибрах, имеющих двойные выпуски:

а — незначительное перекашивание полосы в калибре с двойными выпусками; б — задача полосы в последующий калибр

оптимальным результатам. На рис. 101 приведены данные о глубине калибров в зависимости от их ширины. Исходя из этих данных, глубина вреза калибров для блюмингов 1100—1150 мм может быть определена по следующей эмпирической зависимости:

$$h = 0,15b + 45,$$

где b — ширина по дну калибра.

Глубина вреза калибра h должна быть меньше половины наименьшей толщины прокатываемых слябов. Более того, ниже будет показано, что врез в бочку целесообразно не делать совсем, несмотря на то, что это вызовет необходимость применения нескольких ступенчатых роликов.

Радиусы закруглений у дна калибров желательно иметь возможно большими, чтобы ослабление прочности валка было минимальным, а полоса получала более плавные очертания. Однако с увеличением радиусов при прочих равных размерах калибра из условий устойчивости полосы необходимо задавать в калибр полосу большей ширины. При этом увеличивается опасность переполнения калибра.

Величины радиусов, применяемых на наших блюмингах, приведены на рис. 101. Радиус у дна калибра при заданных его размерах можно определить, пользуясь следующими выражениями:

$$R = 0,05b + 15 \quad \text{или} \quad R = \frac{h}{3}.$$

Радиусы закругления буртов калибра r нужно принимать не меньшими, чем у дна калибра.

Небольшая выпуклость дна калибра δ целесообразна не только для придания полосе устойчивости на рольганге, но и во избежание переполнения калибра после кантовки полосы. Следует предостеречь, что чрезмерная выпуклость дна, наоборот, способствует переполнению калибра в результате вынужденного уширения, а также возникновению складок от закатывания «гребешков» [106]. Поэтому применять выпуклость больше чем (0,02—0,03) b не рекомендуется. В калибрах, где осуществляется последний пропуск, выпуклость дна делать не следует.

Выпуклое дно целесообразно не только в ящичных калибрах, но и на гладкой бочке калибра b , что особенно важно на блюмингах, прокатывающих слябы в больших количествах. В этих случаях необходимость перевалки диктуется неравномерностью выработки бочки (посередине выработка больше, чем по краям). Применение бочки с выпуклостью 6 мм на блюминге № 3 ММК, прокатывающем до 60% слябов, позволило сократить количество перевалок на 30% [107].

Ширину буртов между калибрами рекомендуют выбирать не меньше, чем глубина вреза h [85]. При таком методе ширина буртов получается излишней (около 100 мм при обычно принятых глубинах вреза). Из условий прочности стального бурта достаточно принимать его ширину около (0,35—0,40) h . Превышение этих значений на практике вызывается не опасениями поломок, а тем, что калибры не восстанавливаются до первоначальной ширины после переточек и увеличение ширины калибра на 15—25 мм идет за счет уменьшения толщины буртов между калибрами.

На блюминге № 3 ММК была изготовлена опытная пара валков с толщиной буртов между калибрами 40 мм. Эта пара валков отработала до уменьшения диаметра на 10% и поломки буртов при этом не произошло. Но при переточках приходилось увеличивать съем по диаметру, чтобы полностью восстанавливать ширину калибров и не срезать бурты. За счет этого данная пара валков прослужила на одну переточку (на 16,7%) меньше, чем обычно.

Накопленный опыт показывает, что с учетом указанного выше фактора можно работать с буртами шириной 60—70 мм, а между первым ящичным калибром и более мелко врезанным

калибром b 40—50 мм. Крайние бурты должны иметь ширину не меньше 100—125 мм.

Во всех пособиях по калибровке рекомендуется применять нижнее давление, равное 10 мм, для защиты от поломок первого ролика рольганга. Однако в первых пропусках, когда сечение слитка еще велико, такого давления недостаточно, чтобы изогнуть слиток вверх. Нижнее давление не устраняет удары по роликам при прокатке неравномерно нагретого слитка, когда более горячая сторона находится сверху.

Зато нижнее давление уже способно изогнуть вверх головную часть раската меньшего сечения, полученного в последующих проходах. Это нежелательно там, где на пути дальнейшего движения полосы имеется ограничение по высоте (например, недостаточный раствор ножей ножниц). В этом случае нижнее давление вредно [107]. На нескольких отечественных блюмингах уменьшили нижнее давление до 5 мм, а на некоторых вообще отказались от него (например, на блюминге № 2 ММК).

21. РАСПОЛОЖЕНИЕ КАЛИБРОВ НА ВАЛКАХ

По расположению калибров на валках различают два типа калибровок: с последовательным расположением калибров (рис. 104, а) и с бочкой посередине (симметричным расположением) (рис. 104, б). Большинство отечественных блюмингов имеет калибровку валков с последовательным расположением калибров, что определяется малым удельным весом слябов в сортаменте наших блюмингов.

Калибровка валков с бочкой посередине, часто встречающаяся в зарубежной практике, пока не получила широкого распространения на отечественных блюмингах. Однако, учитывая ее значительные преимущества при прокатке слябов и увеличение потребности нашей страны в листовом металле, можно ожидать более широкого распространения этого типа калибровки.

В литературе отсутствуют количественные данные о преимуществах и недостатках отмеченных типов калибровок. Попытаемся частично восполнить этот пробел, основываясь на длительном опыте работы одного и того же блюминга с двумя различными калибровками.

Около семнадцати лет, начиная с пуска, блюминг № 3 ММК проработал с последовательным расположением калибров. С развитием листопрокатного производства на заводе количество слябов в сортаменте блюминга постепенно увеличилось до 60%. Непрерывно увеличивалась ширина прокатываемых слябов. Потребовалось освоить прокатку слябов шириной 1030 мм, необходимых для прямой прокатки на непрерывном тонколистовом стане. Эта задача оказалась невыполнимой при существовавшей калибровке (рис. 104, а) из-за недостаточной ширины калибра б.

Освоение слябов указанной ширины стало возможным лишь после перехода на калибровку валков с бочкой посередине, приведенную на рис. 104, б.

Поскольку бочка валка выполнена без всякого вреза и ка- тающий диаметр за счет этого увеличился на 110 мм, число пластовых пропусков при прокатке слябов увеличили с 6 до 7 для поддержания загрузки двигателя на прежнем уровне.

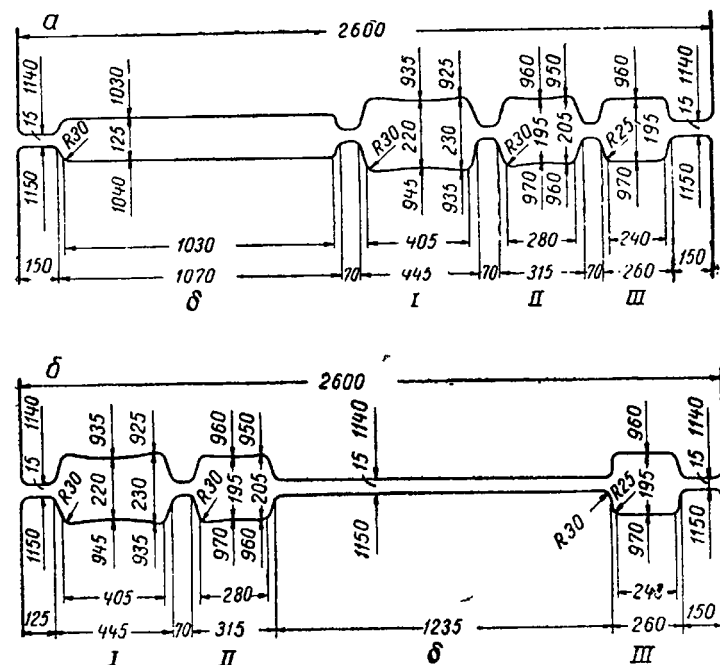


Рис. 104. Калибровка валков:
а — с последовательным расположением калибров; б — с бочкой по-
середине (симметричное расположение)

Расчеты и осциллографирование процесса прокатки показа- ли, что длительность машинного времени не возросла при уве- личении числа пропусков в валках большего диаметра.

В процессе работы выявлены следующие преимущества ка- либровки валков с бочкой посередине.

1. Возможность прокатки слябов большей ширины с мень- шим количеством подрезов за счет увеличения длины гладкой части бочки и отсутствия вреза на ней. Если раскат по какой- либо причине (серпение, ошибка оператора и пр.) смещается за пределы гладкой части бочки, то положение легко исправ- ляется в последующем пропуске (рис. 105, б). Двойное обжатие на небольшом участке не сказывается существенно на нагрузке привода. Никакого дефекта на поверхности полосы не остается,

так как бочка скруглена достаточно большим радиусом. При прокатке в валках с калибром б подрез полосы буртами (рис. 105, а) оставляет глубокий дефект на слябах.

2. Прокатка слябов большой ширины, предназначенных для прямой прокатки на листовом стане, выгодна и для блюминга, так как при этом уменьшается длина слябов, а следовательно, сокращается число резов на ножницах горячей резки, которые часто являются «узким местом».

3. Увеличивается прочность валков. На валках с последо- вательным расположением калибров наиболее глубокий врез рас- положен почти посередине боч- ки валка.

Из-за опасения поломок (а они были довольно частыми) валки использовали только до уменьшения их диаметра после переточек в среднем на 8,2%.

На рис. 106, а и б показаны тела равного сопротивления изгибу валков по старой и но- вой калибровке. Расчеты по- казывают, что увеличение за- паса прочности валков с глад- кой частью бочки посередине при условии равенства напря- жений изгиба соответствует увеличению диаметра валков на 24 мм, т. е. более чем на одну переточку. Это создает необходи- мый резерв для увеличения ширины прокатываемых слябов. При неизменном сортаменте такая калибровка позволяет уве- личить число переточек и снизить расход валков.

4. Сокращаются паузы для ребрового обжатия слябов. Дли- тельность этих пауз составляет около 20% общего времени про- катки слитка и определяется работой нажимного устройства. На валках новой калибровки перемещение верхнего валка при ребровых обжатиях уменьшено на двойную глубину вреза (110 мм). При максимальной скорости перемещения верхнего валка 125 мм/сек сокращение длительности каждой паузы составляет $\frac{110}{125} = 0,9$ сек., или $0,9 \times 2 = 1,8$ сек. на каждом слитке.

Сокращению длительности пауз способствует также умень- шение хода линеек вдоль бочки валка (ребровый калибр рас- положен рядом с бочкой), что особенно сказывается при про- катке узких слябов, когда подъем верхнего валка значительно меньше и длительность пауз начинает определяться работой манипулятора.

5. Нет ограничения по минимальной толщине прокатывае-

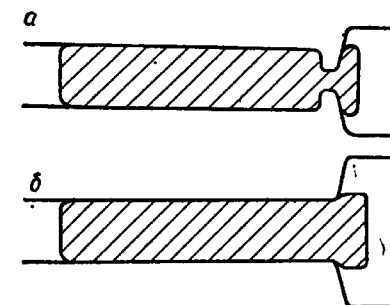


Рис. 105. Смещение раската за пределы:
а — калибра; б — гладкой части бочки

мых слябов. При старой калибровке толщина слябов не могла быть меньше двойной глубины вреза (110 мм).

6. Уменьшается длительность и стоимость вальцетокарной обработки валков с гладкой частью бочки посередине. За счет отсутствия вреза сьем металла в стружку на каждой паре валков уменьшается на 3,1 т, или на 38,7%. Это имеет большое значение, если учесть, что длительность расточки одной пары валков блюминга составляет 5—6 суток.

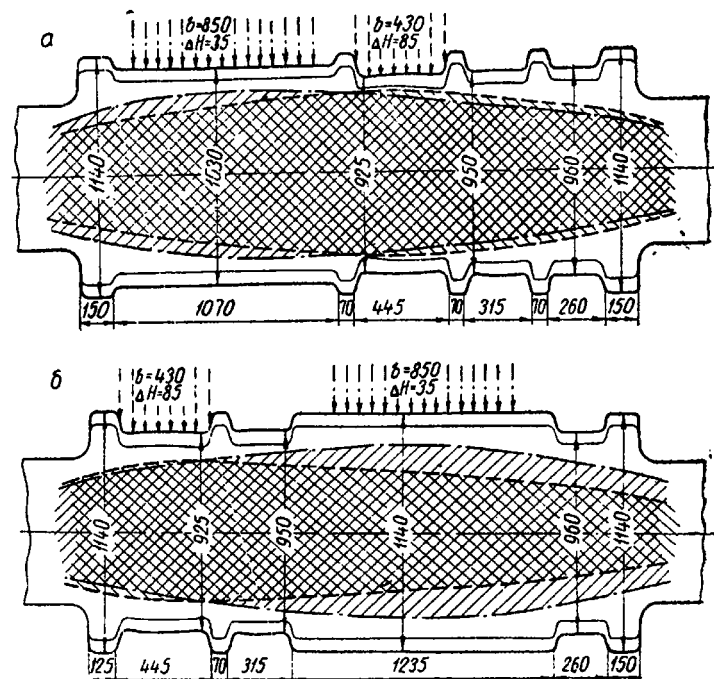


Рис. 106. Тело равного сопротивления изгибу валка:
а — с последовательным расположением калибров; б — с гладкой частью бочки посередине.
Тонкими линиями показан контур валка после последней переточки, пунктирными — прокатка блюмов, штрихпунктирными — прокатка слябов

7. Обеспечивается более равномерное распределение давлений на шейки, равномерный износ подшипников и более редкие настройки блюминга. Износ вкладышей практически одинаков с обеих сторон. Более близкое расположение калибра б к правой шейке компенсируется уменьшением износа левого вкладыша, что имеет место при прокатке блюмов в калибрах, расположенных ближе к левой шейке.

8. Увеличивается производительность при прокатке слябов за счет сокращения длительности пауз при ребровых обжатиях, пауз между слитками (с добавлением одного пропуска готовый

раскат выдается на заднюю сторону клетки, в связи с чем нет необходимости прогонять через валки вхолостую довольно длинный раскат) и более уверенной прокатки с более высокими скоростями на бочке увеличенного диаметра.

Интересно отметить, что если сокращение длительности пауз имеет примерно одинаковую величину для всех типов слитков, то влияние последнего из указанных факторов увеличивается с увеличением веса слитков. Соответственно этому производительность с увеличением веса слитков от 7,05 до 8,9 т возрастает от 12,1 до 21,7%.

Часовая производительность блюминга, по данным цехового учета, после перехода на новую калибровку увеличилась на 16,9 т/час, или на 110 тыс. т/год.

Почти все недостатки калибровки валков с бочкой посередине выявляются при прокатке блюмов. Поэтому такая калибровка целесообразна там, где значительную часть в сортаменте составляют слябы. Эти недостатки следующие:

1. Наибольшая разность катающих диаметров по различным калибрам увеличилась с 95 до 205 мм, т. е. более чем в два раза. В связи с этим пришлось установить по три ступенчатых ролика с обеих сторон стана с различными величинами ступеней на каждом.

2. Увеличилась пауза с кантовкой при передаче полосы из калибра II в III при прокатке блюмов наименьшего сечения (с 2,9 сек. при старой до 4,3 сек. при новой калибровке).

Включение кантователя производится в обоих случаях за 0,5—0,6 сек. до выброса полосы из калибра II. Циклом работы кантователя и определялась длительность паузы по старой калибровке (рис. 107, а). Через 0,2—0,3 сек. после кантователя начинает перемещаться правая линейка, освобождающая место для кантовки полосы (кантователь установлен на левой линейке).

При старой калибровке правая линейка устанавливается на место у калибра III за это же включение, при новой калибровке она уходит лишь на расстояние, предотвращающее перекантовку полосы на 180 вместо 90°. Левая линейка в обоих случаях начинает перемещаться в момент начала опускания крючков кантователя (провал на кривой 4, рис. 107) с таким расчетом, чтобы избежать защемления крючков во время их опускания.

При старой калибровке цикл работы левой линейки до установки против калибра III составляет 1,4 сек., по новой — 2,8 сек. При новой калибровке правая линейка включается повторно во время движения левой линейки, подстраиваясь к ней с таким расчетом, чтобы транспортировку полосы вдоль бочки производить обеими линейками с минимальным зазором между линейками и полосой. Цикл работы обеих линеек заканчивается одновременно после установки их против калибра. До момента

захвата в обоих случаях проходит еще 0,6—0,8 сек., необходимых для подачи полосы к валкам по рольгангу.

Следовательно, разница в общей продолжительности паузы равная $4,3 - 2,9 = 1,4$ сек., определяется разностью во времени перемещения левой линейки, равной $2,8 - 1,4 = 1,4$ сек., хотя это перемещение и меньше, чем для правой.

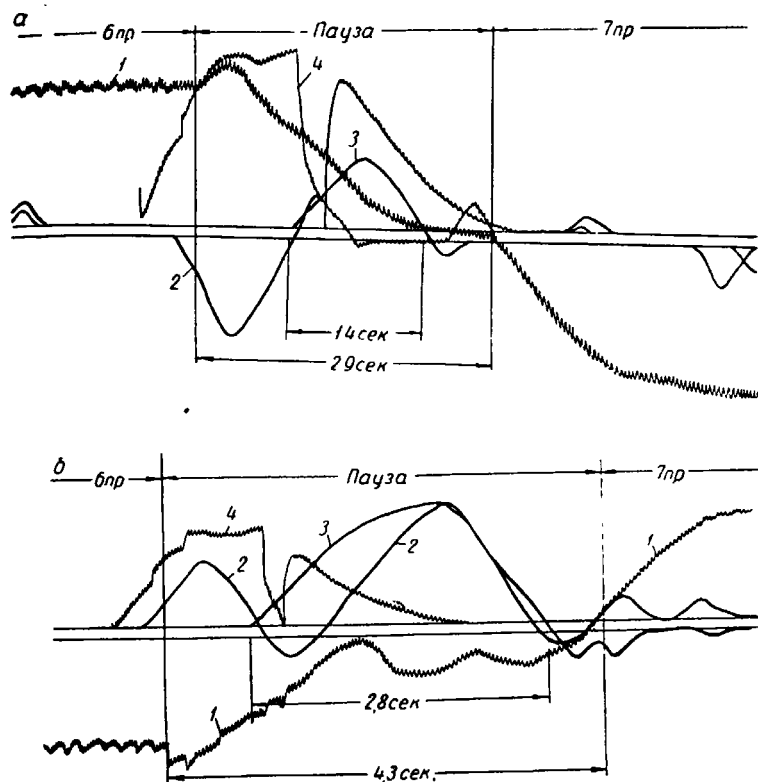


Рис. 107. Передача полосы с кантовкой из калибра II в III:
а — при последовательном расположении калибров; б — при расположении бочки между ними; 1 — скорость вращения прокатного двигателя; 2 — правая линейка; 3 — левая линейка; 4 — кантователь

Указанное увеличение длительности паузы может быть определено заранее расчетным путем, исходя из увеличения перемещения линейки, на которой установлен кантователь.

Во многих случаях потери времени увеличиваются еще примерно в 1,5 раза. Это объясняется тем, что при старой калибровке имеется достаточно времени для точной установки правой линейки против калибра III (рис. 107, а), тогда как при новой калибровке установка осуществляется «с хода» и полоса не всегда удачно попадает в калибр.

Трудность задачи полосы в калибр усугубляется еще тем, что после транспортировки тонкой полосы длиной около 11,5 м линейками длиной всего 5 м полоса сильно изгибается и головной конец ее уходит в сторону при движении полосы по рольгангу.

3. Затруднилась задача в валки полосы, не имеющей правильной прямоугольной формы после прокатки на гладкой части бочки (рис. 168) в первый ящичный калибр, расположенный у самой станины. В этом случае левая линейка уходит до упора в станину, что исключает возможность ее перемещения при задаче полосы. Невозможность увести левую линейку дальше от калибра приводит иногда к сбиванию ее с направляющих выходящей полосой.

4. По новой калибровке ящичные калибры размещены по всей длине бочки валков. На посту управления нет такой точки, из которой все калибры были бы хорошо видны. В начале освоения новой калибровки это создавало значительные трудности в работе операторов при задаче полосы в калибры.

Последнее замечание, которое необходимо всегда учитывать при любом изменении калибровки, — это большие потери производительности блюминга в период освоения новой калибровки.

Известно, что высокий темп прокатки на блюминге достигается благодаря высокому мастерству операторов, которое вырабатывается в течение многих лет работы. В начале освоения новой калибровки огромное количество включений выполняется операторами с замедлением. Даже при этом учащаются ошибки и в несколько раз увеличивается количество отключений прокатного двигателя из-за неправильной установки верхнего вала.

Так, например, в первые сутки работы по новой калибровке производительность блюминга составила всего 75,9% от плановой. На 2-, 3- и 4-е сутки работы эти цифры были соответственно равными 76,4; 92,0 и 92,5%. Плановое задание было впервые выполнено только на восьмые сутки работы по новой калибровке.

В последнее время предложена калибровка валков с овальными калибрами [108]. Предполагается, что она позволит увеличить обжатия, сократить паузы и уменьшить длину бочки валков и роликов рольгангов. Однако практического применения такая калибровка еще не получила.

22. СОСТАВЛЕНИЕ СХЕМ ПРОКАТКИ

При разработке режима деформации металла при прокатке на блюминге необходимо правильно составить схему прокатки, т. е. установить последовательность пропусков и кантовок, распределение пропусков по калибрам и распределение обжа-

тий по пропускам, а также проверить допустимость принятой величины обжатия в каждом пропуске.

Как и на большинстве прокатных станов, величина обжатия на блюминге определяется тремя факторами: 1) мощностью двигателя; 2) условиями захвата и 3) прочностью валков. Для большинства блюмингов третий фактор при выборе обжатий влияния не оказывает.

Иногда называют еще четвертый фактор, ограничивающий величину обжатия — пластические свойства металла. Ссылаясь на этот фактор, рекомендуют «осторожные» обжатия в начале прокатки для раздробления литой структуры слитка без образования дефектов [16; 85; 67]. Аргументы в пользу такого режима столь слабы, что его сторонники часто противоречат сами себе.

М. Л. Зарощинский [67] рекомендует «осторожные» обжатия и в то же время указывает на неравномерность деформации, «связанную с наличием вредных растягивающих усилий, величина которых возрастает с увеличением неравномерности деформаций». Однако выше было показано, что, чем меньше обжатие, тем неравномерность деформации больше и действие нежелательных растягивающих напряжений усиливается.

Х. Хофф [16] также рекомендует избегать интенсивных обжатий в начале прокатки. Однако, переходя к прокатке труднодеформируемых сталей, он предостерегает от работы с малыми обжатиями. Рекомендуемые им «осторожные» обжатия в пределах 10—13% не являются столь уж «осторожными» — при высоте сечения слитка 800 мм линейные обжатия составят 80—104 мм за пропуск.

При распределении обжатий по пропускам также ошибочно разделять процесс прокатки на три периода [16] — период «осторожных» обжатий, интенсивных обжатий и остальную часть деформации. Деление на такие периоды не имеет под собой реальной основы и не практикуется при разработке режимов прокатки на блюминге.

По методу А. П. Виноградова допустимость обжатий по условиям захвата определяется только для первого и последнего пропусков. Для всех промежуточных пропусков относительные обжатия должны определяться по прямолинейной зависимости [109]. Этот метод получил достаточное критическое освещение в литературе [104; 110] и непригоден для практического использования.

Известны неоднократные попытки создания удобных для пользования номограмм, которые при выборе обжатий учитывали бы возможно большее количество факторов прокатки. Необходимо отметить, что подобные попытки не дают желаемых результатов, ибо очень трудно учесть все многообразие условий работы даже одного стана, не говоря уже о нескольких.

Распределение обжатий по пропускам при данной схеме про-

катки нужно производить с учетом всех специфических условий каждого пропуска. Проверка производится по мощности двигателя и по условиям захвата.

Материалы по захвату полосы валками при прокатке на блюминге изложены в гл. III и ими следует руководствоваться при проверке обжатий по условиям захвата. Методика проверки выбранного режима обжатий по мощности двигателя, а также расчета рационального скоростного режима прокатки подробно описана в гл. VI.

В первых пропусках при снятии конусности слитка и прокатке его тонким концом вперед можно принять большее обжатие, чем в последующих пропусках. Проверку допустимости такого обжатия нужно произвести дважды: по головному концу, где обжатие наименьшее, — как обычно, с учетом динамического момента и проверкой захватывающей способности валков; по заднему концу, где обжатие наибольшее, — без учета динамического момента, ибо к концу пропуска двигатель успевает развить максимальную скорость и динамический момент уже отсутствует.

При составлении схем прокатки важно правильно выбрать момент перехода от прокатки на гладкой части бочки к прокатке в калибрах. Прокатку слитка на гладкой бочке желательно производить за возможно большее количество пропусков. В этом случае задача полосы в валки намного упрощается, так как не требуется точного попадания в калибр, увеличивается производительность, уменьшается количество перевалок вследствие того, что выработка бочки при том же количестве пропусков меньше, чем у врезного калибра. Количество дефектов механического происхождения также заметно меньше при прокатке на гладкой бочке.

Однако некоторые заводы все же стремятся увеличивать число пропусков в калибрах и уменьшать число пропусков на бочке (КМК, ЧМЗ и др.). Обладая отмеченными недостатками, такие схемы позволяют работать с более интенсивными обжатиями. Меньший катающий диаметр по дну калибра, в сравнении с бочкой, облегчает работу двигателя, а стеснение полосы буртами калибра облегчает захват ее валками.

Чрезмерно большое количество пропусков на гладкой части бочки также нежелательно, ибо прокатка становится неустойчивой. Так, например, на первой из двух реверсивных клетей блюминга № 3 ММК прокатка блюмов на гладкой бочке ведется за 11 пропусков по схеме 3—4—4 (табл. 27). Такое большое количество пропусков на гладкой бочке объясняется отсутствием врезного калибра на валках первой клетки 1100, из-за недостаточной длины бочки валков (1800 мм) и необходимости прокатки широких слэбов.

В результате очень часты случаи сваливания слитков в 8—11 пропусках, когда обжимаются полосы с соотношением высоты

Таблица 27

Схема прокатки блюмов из слитков спокойной стали весом 7 т
и с размерами наибольшего сечения 750×670 мм

а) При достаточной устойчивости
слитка при прокатке на бочке

б) В случае, если в 8—11 пропусках
по схеме а происходит сваливание
слитка

Пропуск	Н мм	В мм	ΔН мм	Н В	Калибр	Пропуск	Н мм	В мм	ΔН мм	Н В	Калибр
1	680	680	70	1,12	Гладкая бочка клетки 1100	Первые пропуски, как и по схеме а					Гладкая бочка клетки 1100
2	635	690	45	1,00							
3к	590	700	45	0,92							
4	625	605	75	1,19							
5	580	615	45	1,03							
6	535	625	45	0,94							
7к	490	635	45	0,86		7к	490	635	45	0,86	
8	575	510	60	1,30		8	610	500	25	1,30	
9	515	525	60	1,13		9к	590	505	20	1,22	
10	455	540	60	0,98		10	445	610	60	0,86	
11к	400	555	55	0,84		11к	390	625	55	0,73	
12	485	420	70	1,39	I калибр клетки 1150	12	575	405	50	1,60	I калибр клетки 1150
13к	410	435	75	1,15		13	520	415	55	1,42	
14	365	425	70	1,06		14	465	425	55	1,25	
15к	290	440	75	0,86		15к	410	435	55	1,09	
						16	365	425	70	1,06	
						17к	290	440	75	0,86	

сечения к ширине около 1,3. Тогда операторы переходят на прокатку по схеме, предусматривающей добавление одной кантовки на клетки 1100 и двух пропусков на второй реверсивной клетки 1150.

Устойчивость полосы при прокатке на гладкой бочке зависит от многих факторов. К их числу относятся величина обжатия, исходная ромбичность сечения слитков, правильная задача слитка в валки, размеры поперечного сечения, правильная установка валков и некоторые другие. Решающим же фактором следует считать соотношение сторон поперечного сечения. Многочисленными наблюдениями установлено, что устойчивая прокатка за несколько пропусков на гладкой бочке возможна при соотношении высоты исходного сечения к ширине не более 1,3.

В связи с этим количество пропусков между кантовками целесообразно делать не больше 4 и увеличивать их (если это необходимо) только перед передачей в ящичный калибр.

В табл. 26 приведено большинство применяющихся схем прокатки слитков на блюминге. Основное различие в схемах имеет место лишь при прокатке на гладкой части бочки и в первом ящичном калибре. В последующих калибрах, кроме чистового, часто делают по два пропуска без кантовки. Схемы прокатки расположены в порядке уменьшения их предпочтительности.

Схема 1 удобна при умеренном режиме обжатий 7—8-т слитков прямоугольного сечения с соотношением сторон 1,15—1,25. Схема 2 — для слитков, приближающихся к квадратным. Схемы 3 и 4 применяются там, где по условиям работы (марки стали и т.д.) требуются частые кантовки. Схема 5 применяется при прокатке слитков увеличенного веса или при заниженном режиме обжатий 7—8-т слитков.

Схемы 1—5 первой группы обеспечивают получение раската с соотношением сторон сечения после прокатки на гладкой части бочки в пределах 1,31—1,52, редко больше. Это даст возможность вести прокатку в первом ящичном калибре по схемам, наиболее приемлемым как с точки зрения производительности блюминга, так и с точки зрения качества проката.

Обычно прокатку мягких сталей в первом калибре осуществляют за 4 пропуска без кантовки, а крепких спокойных сталей, а также сталей с повышенными требованиями к качеству поверхности — с кантовкой после каждого двух пропусков во избежание переполнения калибров.

В схемах 6—11 второй группы соотношение сторон сечения после прокатки на гладкой части бочки получается более 1,5—1,6. В этом случае уже не удастся обжать полосу в калибре I по вышеуказанным схемам для передачи в следующий калибр. Схема 2—2 в калибре I неосуществима из-за чрезмерно больших обжатий в первой паре пропусков (рис. 100). Прокатка с большими обжатиями за 4 пропуска без кантовки приводит к переполнению калибра и образованию дефектов на поверхности раската.

Поэтому последний из четырех пропусков приходится осуществлять уже не в калибре, а на гладкой части бочки, для чего нужно дополнительное перемещение полосы вдоль бочки вала. При обжатии полос с соотношением сторон 2,0 и более возобновлять прокатку на гладкой части бочки приходится по несколько раз.

В ряде случаев увеличивают количество пропусков в первом ящичном калибре по схеме 4—2, благодаря чему достигается удовлетворительное качество поверхности и исключаются дополнительные перемещения полосы. Однако стойкость валков снижается. Необходимость перевалки в значительной степени обусловлена выработкой первого ящичного калибра, в котором и так осуществляется больше пропусков, чем в остальных калибрах. Поэтому увеличение числа пропусков в калибре I до 6 требует более частых перевалок.

По схемам 6 и 7 прокатка на гладкой бочке осуществляется в одном направлении без кантовки до достижения ширины калибра I, причем схема 7 относится к прямоугольным слиткам, обжатие которых начинается с малой стороны сечения слитка, а схема 6 — для слитков более близких к квадратным.

В схемах 8—11 обжатие начинается с большой грани прямо-

угольных слитков. Схемы 9 и 10 используются для слитков, приближающихся к квадратным. В схеме 11 выдерживается требование частых кантовок.

Для точного осуществления выбранного режима обжати очень важное значение имеет хорошее состояние механизма указателя подъема верхнего валка, чему не всегда придают долж-

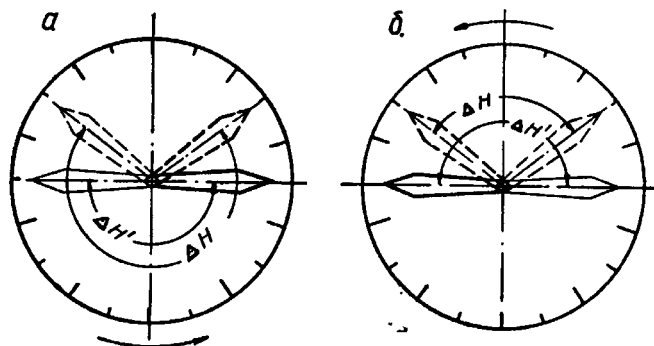


Рис. 108 Отличие фактического обжатия от обжатия по стрелке указателя:

a — при движении стрелки в нижней части циферблата $\Delta H = \Delta H' + 2\Delta$; *b* — при движении стрелки в верхней части циферблата $\Delta H = \Delta H' - 2\Delta$. Сплошными линиями изображено фактическое положение стрелки указателя, пунктирными — положение стрелки, соответствующее фактическому положению верхнего валка, тонкими — исходное положение стрелки, толстыми — положение стрелки перед пропуском

ное значение. Из-за наличия зазоров в звеньях механизма люфт стрелки указателя может доходить до 10 мм и более (в пересчете на перемещение верхнего валка). Это приводит в ряде пропусков к неравномерной загрузке прокатного двигателя и увеличению числа отключений двигателя защитой.

Из рис. 108 видно, что величина фактического обжатия ΔH может быть больше или меньше обжатия по указателю $\Delta H'$ на величину двойного люфта стрелки Δ в зависимости от того, в какой части циферблата перемещается стрелка (с учетом действия собственного веса стрелки).

23. МЕТОДЫ РАБОТЫ, ИНТЕНСИФИЦИРУЮЩИЕ ПРОКАТКУ НА БЛЮМИНГЕ

В настоящем параграфе не рассматриваются пути интенсификации режимов прокатки, связанные с реконструкцией электропривода, вспомогательного оборудования, усиления деталей рабочей клетки и пр. Все это больше относится к разделу выбора оптимальных параметров прокатного стана. Внимание сосредоточено на тех приемах, которые позволяют ускорить процесс

прокатки слитков на существующем блюминге без какой-либо его переделки.

Очень часто приходится сталкиваться с такими случаями, когда фактически достигнутый цикл прокатки получается меньше расчетного, «минимально возможного». Это кажется странным, ибо теоретический цикл, казалось бы, должен быть тем пределом, к которому можно только приблизиться в той или иной степени.

Объясняется это тем, что операторы используют в каждом конкретном случае некоторые особые приемы, не всегда учитываемые расчетом. Основные из этих приемов следующие.

1. Совмещение времени пропуска и паузы. Захват раската валками осуществляется в момент, когда нажимное устройство еще работает, опуская валок теперь уже на раскат. Сокращение длительности каждой паузы в результате такого приема может составить 0,2—0,4 сек. Допустим же этот метод лишь при достаточно мощном и надежном нажимном устройстве.

2. Обжатие раската верхним валком в момент захвата заметно улучшает условия захвата. Этот метод применяют и в тех случаях, когда достаточно времени для работы нажимного устройства. Оператор поднимает верхний валок заводом излишне с тем, чтобы при захвате иметь возможность обжать слиток небольшим перемещением валка вниз.

В паузах без кантовки специально запаздывают с включением нажимного устройства, чтобы к моменту захвата верхний валок еще опускался бы вниз.

3. Поджатие заднего конца раската в момент выброса слитка из валков преждевременным включением нажимного устройства с тем, чтобы утонить задний конец полосы и облегчить захват в последующем пропуске после реверса. Этот прием, как и два предыдущих, допустим лишь при надежном нажимном устройстве.

4. Захват раската валками (при больших обжатиях) в режиме торможения [111]. Однако такой прием, как показали исследования А. П. Чекмарева и др. [112], очень неблагоприятно сказывается на условиях службы оборудования, ибо детали главной линии испытывают значительные удары. Это объясняется тем, что рабочие валки и шпиндели в периоде торможения опережают якорь двигателя и шестеренные валки на некоторый угол, определяемый величиной люфтов в главной линии стана. Заданный в валки раскат резко затормаживает их, в результате якорь после выбора люфтов ударом передает крутящий момент шпинделям.

5. «Затравка», т. е. обжатие небольшой части раската на величину, примерно равную половине полного обжатия за пропуск, после чего производится реверс, опускание верхнего валка еще на половину обжатия и пропуск с полным обжатием. Д. И. Старченко рекомендует использовать этот прием по-

стоянно для осуществления больших обжатий [113]. По нашему мнению, прием нецелесообразен для массового применения, так как он не обеспечивает ритмичной работы и недостаточно эффективен. Метод применяется операторами для задачи в калибр сильно перекошенного раската или раската с раздутой головной частью.

6. Выброс слитка из валков со скоростью большей, чем это требуется «из тройного условия», а затем торможение его зажатием между двумя линейками манипулятора. Ниже этот вопрос рассматривается более подробно.

Этот прием целесообразен, если скорость реверсирования двигателя достаточна, чтобы при данной паузе не снижать скорость захвата в последующем пропуске.

7. Начало подъема верхнего вала для приема очередного слитка еще за 0,3—0,5 сек. до выхода раскатанной полосы из валков в последнем пропуске. Это позволяет уменьшить паузу между слитками на такую же величину. Сколько-нибудь заметное увеличение толщины раската имеет место только на самом конце, который подлежит обрезке на ножницах.

8. Совмещение процесса кантования раската с его продольным и поперечным перемещением. Процесс кантования осуществляется одновременно с передачей раската из калибра в калибр и на рольганге, ролики которого уже вращаются навстречу прокатным валкам.

9. Включение кантователя за 0,3—0,6 сек. до того, как слиток вышел из валков (рис. 107). В этом пропуске перед кантовкой обжатие обычно несколько уменьшают для того, чтобы уменьшить вероятность отключения двигателя защитой и кантовки раската, один конец которого еще находится в валках.

10. Перераспределение обжатий в четырех пропусках между кантовками. В последнем пропуске обжатие уменьшается для надежного осуществления предыдущего приема. В первом пропуске обжатие также меньше, чтобы уверенно осуществить захват на высокой скорости, а также выровнять раскат, если он перекошен. В первом пропуске легче разогнать двигатель до более высокой скорости захвата, так как этому пропуску предшествовала пауза с кантовкой, либо пауза между слитками. Наибольшие обжатия осуществляются во 2 и 3 пропусках, где скорости захвата автоматически ниже из-за небольших пауз между пропусками.

11. Опыт работы блюминга завода им. Дзержинского [112] показал, что прокатка слитков парами дает возможность повысить производительность блюминга на 15—30%. Широкому внедрению такой технологии препятствует недостаточная мощность прокатного двигателя и преобразовательного агрегата, недостаточная длина линеек манипулятора, снижение температуры прокатки и пр.

ГЛАВА V

РЕЖИМЫ ДЕФОРМАЦИИ И КАЧЕСТВО БЛЮМОВ И СЛЯБОВ

Несмотря на важное практическое значение вопроса о зависимости качества блюмов и слябов (макроструктура, механические свойства и качество поверхности) от режима деформации металла, он не нашел в литературе достаточного освещения. Сложность изучения качества проката связана с тем, что:

а) качество блюмов и слябов зависит не только от режима деформации металла на блюминге, но и от качества слитков, особенно от состояния их поверхности;

б) теория прокатки много лет разрабатывалась лишь применительно к прокатке тонких полос или полос умеренной толщины, точнее, применительно к условиям прокатки, при которых $\frac{l}{H} > 0,6—0,8$. Все основные допущения, используемые в современной теории прокатки, пригодны лишь для листовой и, в лучшем случае, сортовой прокатки. Теория прокатки при малых отношениях $\frac{l}{H}$, что соответствует прокатке слитков на блюминге, начала разрабатываться только в последние годы;

в) экспериментирование непосредственно в цеховых условиях при прокатке крупных стальных слитков связано с большими трудностями, а результаты лабораторных опытов, особенно в количественном отношении, далеко не всегда соответствуют фактическим условиям прокатки слитков (структура слитков, масштабный фактор, температурный перепад и т. д.).

Приведем некоторые данные о зависимости качества металла от условий его деформации.

А. В. Лебедев и П. А. Устюгов [114], исследуя возможности заварки внутренних дефектов при ковке крупных слитков, отметили, что «наиболее благоприятными условиями горячей деформации, обеспечивающими заварку внутренних пороков и уплотнение участков пористости, являются глубина распространения деформации и допустимо высокая температура металла во время деформации».

Глубина распространения деформации по сечению поковки зависит от выбранной схемы деформации и от величины дефор-

мации. Заварка внутренних дефектов поковки возможна лишь в том случае, когда деформация распространяется до центральной зоны поковки».

В. Ф. Лошкарев [115], изучая влияние технологииковки на качество металла, провел опыты по осадке заготовок с искусственными дефектами, имитировавшими газовые пузыри, и установил, что «при высоких обжатиях сильно развиваются процессы сваривания и периметры поперечных сечений дефектов начинают убывать».

Успешному развитию сваривания стенок дефекта способствует повышение температуры деформации и степени обжатия».

А. П. Чекмарев, А. А. Динник и В. П. Гречко [116] в работе по исследованию деформируемости стали при прокатке с большими обжатиями проводили макроисследования блюмов из кипящего металла, прокатанного от высоты 250 мм до 61—63 мм, как с одним обжатием, так и с тремя одинаковыми обжатиями. При этом макроструктура поперечных темплетов оказалась одинаковой. Это станет понятным, если учесть, что в качестве образцов были использованы не слитки, а блюмы 250 × 175 мм.

В этой же работе отмечается, что «высокая плотность металла по всему сечению полосы, прокатанной с большими обжатиями, положительно сказывается на механических свойствах металла», однако конкретных данных о механических свойствах кипящего металла, прокатанного с различными обжатиями, не приводится.

С. И. Губкин и Г. Н. Мехед [117] провели подробное исследование зависимости механических свойств технического железа от предварительной деформации. Были прокатаны образцы, вырезанные из кипящего и спокойного литого металла, с обжатиями от 14,3 до 90,0% за один пропуск. Прокатку осуществляли при температуре 1100 °С. Авторы установили, что спокойный металл имеет более высокие показатели прочности и пластичности, чем кипящий; как на спокойном, так и на кипящем металле было получено, что, чем больше предварительная деформация, тем выше механические свойства (особенно относительное сужение). Следует указать, что в этих опытах различные образцы отличались не только единичными, но и суммарными обжатиями.

Улучшение свойств металла, прокатанного с большими обжатиями, объясняется, с одной стороны, завариванием пустот и трещин и, с другой стороны, уменьшением величины зерна. Работая над интенсификацией режима обжатий на блюминге 1150 завода им. Дзержинского, А. П. Чекмарев и его сотрудники [118] показали, что более интенсивные обжатия приводят к усиленному дроблению аустенитного зерна. При охлаждении возникает увеличенное количество центров вторичной кристаллизации, что приводит к уменьшению величины зерна; авторы установили, что

«при частых кантованиях и интенсивных обжатиях получается сравнительно мелкое зерно».

В лаборатории обработки металлов давлением Уральского политехнического института проводятся систематические опыты по исследованию процесса заковки (закрытия и затем заварки) внутренних дефектов путем моделирования. Поскольку эти опыты относятся к ковке крупных слитков и не могут быть непосредственно перенесены на прокатку на блюминге, ограничимся лишь перечислением основных факторов, влияющих на процесс заковки внутренних дефектов, так как в качественном отношении они могут быть использованы и в случае прокатки на блюминге.

К этим факторам относятся:

1. Относительные размеры дефектов (по отношению к соответствующим размерам очага деформации). Чем больше эти размеры, тем больше степень деформации, при которой происходит закрытие и затем заварка дефектов.

2. Место расположения дефектов. В связи с неравномерностью деформации закрытие дефектов происходит в первую очередь в тех участках, в которых степень деформации больше. При равномерной деформации дефекты закрываются одновременно по всему объему. Например, при осадке со смазкой закрытие дефектов существенно отличается от такового при осадке на сухих плитах.

3. Схема напряженного состояния. Чем резче выражено всестороннее объемное сжатие, тем быстрее (или при меньших деформациях) закрываются дефекты. Поэтому соотношение между размерами очага деформации, наличие внешних зон, величина и распределение сил внешнего трения существенно влияют на закрытие дефектов.

4. Закрытие дефектов мало зависит от рода металла или сплава, но окончательная заварка их существенно зависит от рода металла, его температуры, состояния поверхностей дефектов. Для закрытия дефектов, особенно крупных, требуются большие деформации, а для заварки дефектов при благоприятных условиях требуются небольшие деформации.

Из приведенных данных следует, что увеличение степени деформации способствует улучшению качества деформируемого металла. Увеличение обжатия обеспечивает благоприятные условия для процесса заваривания внутренних дефектов слитка и повышает механические свойства металла.

Таким образом, общие закономерности влияния степени обжатия на качество деформируемого металла установлены, однако конкретных данных о влиянии величины обжатия на макроструктуру, микроструктуру и механические свойства, особенно при прокатке, в технической литературе почти не имеется. Вместе с тем такие данные необходимы для выбора наиболее рациональной технологии процесса прокатки.

24. ОХЛАЖДЕНИЕ СЛИТКОВ И ОБРАЗОВАНИЕ УГЛОВЫХ РВАНИН

Выше уже отмечалось, что при прокатке с небольшими отношениями $\frac{l}{H}$ наблюдается значительное уширение приконтактных слоев. Разность ширины приконтактных и средних по высоте слоев увеличивается по мере роста величины суммарного обжатия за несколько пропусков между кантовками. В связи с этим участки поперечного сечения в углах раската валками обжимаются меньше, чем остальной участок ширины приконтактных слоев, и испытывают поэтому растягивающие напряжения. Следует, кроме того, иметь в виду, что при прокатке со свобод-

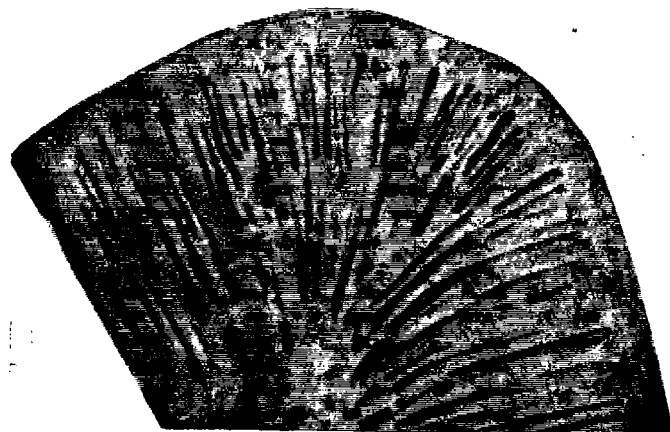


Рис. 109. Фотография поперечного разреза угла слитка кипящей стали

ным уширением всегда вблизи боковой поверхности действуют продольные растягивающие напряжения.

В зависимости от условий прокатки возможно образование угловых рванин под действием растягивающих напряжений, вследствие недостаточной пластичности металла. Уменьшение обжатия в каждом пропуске может даже ухудшить положение, так как при этом уменьшается отношение $\frac{l}{H}$ и неравномерность уширения по толщине раската усиливается.

Образование угловых рванин зависит также от качества металла и температурного перепада между металлом в углах слитка или раската (вблизи ребер) и остальной частью поперечного сечения.

Чем хуже структура литого металла, тем больше угловых рванин при прочих равных условиях появляется при прокатке. Спокойная сталь, имеющая плотную литую структуру, выдерживает значительные растягивающие напряжения при горячей об-

работке давлением и дает дефекты в виде рванин редко, только в случае очень большой неравномерности деформации, вызванной грубым отклонением от нормальных условий прокатки на блюминге.

Слитки кипящей стали имеют поверхностный слой плотного металла толщиной 10—30 мм, под которым расположен пузыристый металл (рис. 109), не выдерживающий больших растягивающих напряжений.

Как показывает практика, при отливке сверху 7-т слитков кипящей стали с временем наполнения изложницы 2,5 мин. толщина поверхностного плотного слоя составляет 10—15 мм. При сифонной разливке с временем наполнения той же изложницы 6 мин. толщина плотного слоя достигает 30 мм.

Очень важно при нагреве слитков кипящей стали не допускать оплавления плотного слоя и окисления пузырей, которое препятствует свариванию.

Несмотря на неравномерность уширения при прокатке слитков на блюминге, связанную с малым отношением $\frac{l}{H}$, и наличие растягивающих напряжений по углам раската, можно найти такие технологические параметры, при которых образование рванин даже при прокатке слитков кипящей стали будет исключено.

Если при прокатке слитков кипящей стали в блюмы или слябы на углах раската появляются рванины, то они удаляются на адьюстаже зачисткой при небольшой их глубине. Операция зачистки связана с потерей металла и трудовыми затратами. Этот дефект нередко является причиной забракования металла.

Обычно причину угловых рванин на блюмах и слябах ищут только в неудовлетворительном качестве кипящего металла. Особенно, если дефекты появляются на отдельных слитках в плавке, прокатанных по одной и той же схеме обжатий, а нагрев производится качественно, без оплавления. Специальные исследования показали, что если к неравномерности деформации при прокатке слитков на блюминге, связанной с механикой процесса прокатки толстых полос, добавляются технологические факторы, способствующие усилению неравномерности уширения и развитию растягивающих напряжений в углах слитка, то образование рванин на углах раската становится неизбежным. Таким технологическим фактором является чрезмерное охлаждение нагретого слитка перед прокаткой. У остывающего слитка углы охлаждаются быстрее середины, что затрудняет обжатие углов валками и средняя вытяжка угловых участков поперечного сечения раската достигается под воздействием значительных растягивающих напряжений, приводящих к образованию рванин. Для подтверждения сказанного были проведены следующие опыты.

а) *Определение температурного перепада по сечению слитка при его свободном охлаждении на воздухе.* В слитке кипящей

стали весом 7 т на половине высоты просверлили три отверстия диаметром 35 мм так, чтобы в них можно было вставить термопары для замера температуры в центре слитка, в углу и на середине боковой грани на глубине 10 мм от поверхности (рис. 110). Опытный слиток нагрели вместе с другими слитками в колодце блюминга от 0 до 1320 °С за 7 час. по действующей на заводе инструкции. Выданный из колодцев клещевым краном слиток устанавливался на стенд, где в отверстия вставлялись

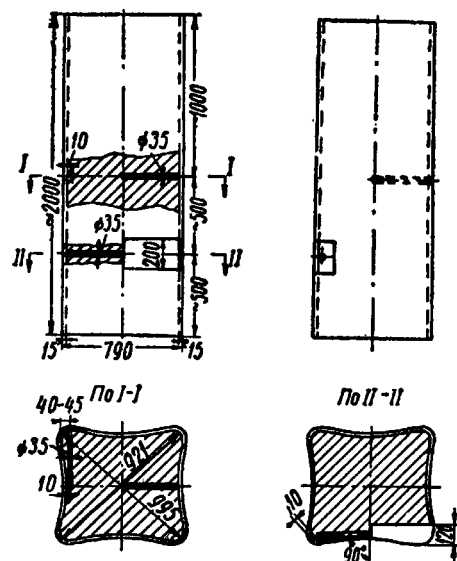


Рис. 110. Схемы расположения термомпар в слитке

термопары, подключенные к самопишущим потенциометрам ЭПП-12 с ускоренным ходом. Для уменьшения потерь времени на разогрев горячих спаев термомпар производили их подогрев перед установкой в слиток до 1100—1180 °С. Интервал между выдачей слитка из колодца и окончанием установки термомпар составлял около 1,5 мин. Кривые изменения температур угла (ребра) слитка, грани и центра приведены на рис. 111.

Опыт длительного охлаждения слитка (рис. 111, б) показывает, что ребро охлаждается значительно быстрее грани, особенно в течение первых 10—15 мин., тогда как температура центра слитка начинает понижаться через 30—35 мин. На рис. 111, а показаны в увеличенном масштабе кривые изменения температур центра, грани и ребра в начальный период охлаждения слитка в том же опыте.

Из опытных данных следует, что при нагреве слитков холодного всада в момент выдачи температура поверхности выше температуры центра на 75—125 °С. По истечении 1,5—2,0 мин. свободного охлаждения разница температур граней и ребер невелика (25—30°) и приблизительно одинакова с температурой центра слитка. Такое время (1,5—2,0 мин.) от момента выдачи слитка холодного всада из колодцев до начала прокатки на стане следует считать оптимальным, так как оно обеспечивает почти равномерную температуру слитка по сечению.

При дальнейшем охлаждении слитка разность температур центра, граней и углов быстро растет, создавая неблагоприятные условия для деформации и усиливая неравномерность деформации по сечению.

термопары, подключенные к самопишущим потенциометрам ЭПП-12 с ускоренным ходом. Для уменьшения потерь времени на разогрев горячих спаев термомпар производили их подогрев перед установкой в слиток до 1100—1180 °С. Интервал между выдачей слитка из колодца и окончанием установки термомпар составлял около 1,5 мин. Кривые изменения температур угла (ребра) слитка, грани и центра приведены на рис. 111.

Опыт длительного охлаждения слитка (рис. 111, б) показывает, что ребро охлаждается значительно быстрее грани, особенно в течение первых 10—15 мин., тогда как температура центра слитка начинает понижаться через 30—35 мин.

Как показывают наблюдения, при работе на блюминге нередки случаи, когда время от выдачи из колодца до начала прокатки слитка превышает 5 мин. Опыты позволили установить (рис. 111, а) что разность температур центра и ребра слитка через 5 мин. равна 100—135°, через 7 мин. — 160—180 °С.

При горячем всаде температура центра слитка в момент выдачи его из колодца равна 1270—1300°, т. е. на 75—100° выше, чем при холодном всаде, и в этом случае разница температур центра и ребра слитка будет достигать через 3 мин. 125—130°, а через 5 мин. 175—200 °С.

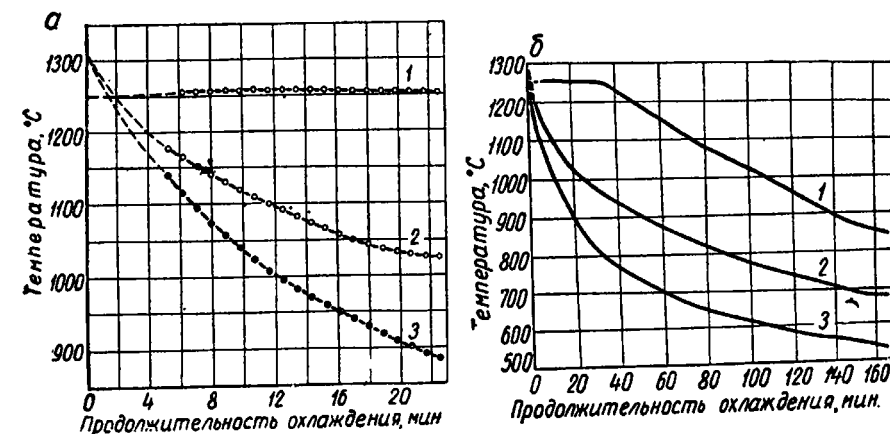


Рис. 111. Охлаждение слитка кипящей стали:

а — начальная стадия; б — длительное охлаждение; 1 — центр; 2 — грань; 3 — ребро

Если учесть, что с изменением температуры на 100° в интервале температур 1000—1250° сопротивление деформации изменяется примерно в 1,5 раза, то становится очевидным, что охлаждение слитка перед прокаткой свыше 2 мин. приводит при обжатии к такой неравномерности, при которой охлажденные углы слитка будут оказывать повышенное сопротивление деформации и получат дополнительные растягивающие напряжения, в связи с усреднением вытяжки по всему поперечному сечению.

б) Исследование пораженности углов раската рванинами в зависимости от времени охлаждения слитка. Для подтверждения влияния неравномерности деформации, вызванной пониженной температурой углов слитка, на образование рванин по углам блюма были проведены опыты по прокатке слитков, остывавших в течение 1—7 мин. с момента выдачи их из колодцев до задачи в валки.

Слитки кипящей стали марки Ст.3кп весом 7 т, разлитые сверху в квадратные изложницы, прокатывали в блюмы 250 × 250 мм за 13 пропусков по установленной на НТМК схеме

обжатий, затем раскаты разрезали на 3 части по длине. После остывания полосы подвергались осмотру для выявления угловых рванин. Результаты осмотра приведены в табл. 28.

Таблица 28

Результаты осмотра блюмов 250×250 мм

	Время остывания слитка перед прокаткой, мин.		
	1—1,5	2,6—4,0	5,0—7,0
Всего осмотрено блюмов	166	176	149
Из них поражено угловой рваниной:			
шт.	26	55	98
%	15,6	31	62
В том числе:			
а) поражен рваниной один угол:			
шт.	15	22	10
%	9	12,5	6,6
б) поражено рваниной два угла:			
шт.	8	22	17
%	4,8	12,5	11,3
в) поражено рваниной три угла:			
шт.	2	9	30
%	1,2	5,1	20
г) поражено рваниной четыре угла:			
шт.	1	2	36
%	0,6	1,1	24,0

Одна плавка стали марки Ст.3кп была прокатана на блюминге в блюмы 300 × 320 мм, которые без промежуточной зачистки подогрели в камерных печах рельсобалочного стана и прокатали на станах 900 и 800 в сечение 125 × 125 мм. Перед прокаткой на блюминге слитки задерживались на 1—4,5 мин. Результаты осмотра заготовок 125 × 125 мм приведены в табл. 29.

Таблица 29

Результаты осмотра заготовок 125×125

	Время остывания слитков перед прокаткой, мин.		
	1—1,5	1,6—2,5	2,6—4,5
Количество осмотренных заготовок	57	74	50
Из них:			
поражено угловой рваниной:			
шт.	3	30	27
%	5	40	55

Таким путем была установлена прямая зависимость, подтверждающая изложенные ранее выводы о влиянии неравномерности деформации на качество поверхности блюмов.

Как видно из табл. 28, минимальный процент поражения углов рванинами имеет место при охлаждении слитков в течение 1—1,5 мин., что соответствует нормальному времени транспортировки слитков от колодцев к прокатному стану. С увеличением этого времени до 5—7 мин. влияние охлаждения углов настолько велико, что образование рванин происходит по всем четырем углам, а количество блюмов с дефектами превышает 60%.

Для изучения характера рванин, полученных на блюмах из охлажденных перед прокаткой слитков кипящей стали, были



Рис. 112. Микроструктура кипящей стали после прокатки: а — структура металла блюма; б — структура по месту разрушения

отобраны образцы для металлографического исследования. Макроструктура образца, вырезанного из блюма 250 × 250 мм, прокатанного из слитка, задержанного на 5,6 мин., не отличается от нормальной макроструктуры кипящего металла. Сотовые пузыри сварены, глубина поверхностных разрывов не превышает 7—10 мм. Исследование порока под микроскопом (рис. 112) указывает на отсутствие выраженного окисления по месту разрушения. Разрывы, как правило, тупые. Характерных признаков, связанных с разрушением по месту несваренных пузырей, не наблюдается. Скопление окислов вокруг дефекта отсутствует.

На основании анализа результатов опытов можно сделать следующие выводы:

а) причиной нарушения сплошности металла, образования рванин по углам раската явились продольные растягивающие напряжения, образовавшиеся вследствие неравномерности деформации;

б) чем больше продолжительность охлаждения слитка перед прокаткой, тем больше пораженность заготовок угловыми рванинами;

в) при проектировании транспортных устройств (слитковоза,

кранов, рольганга) для подачи слитков к стану, а также при выборе расположения колодцев следует иметь в виду, что время транспортировки слитка от выдачи из колодца до подачи в валки не должно превышать 1,5—2 мин.

25. ИЗМЕНЕНИЕ СТРУКТУРЫ И МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ КИПАЮЩЕЙ СТАЛИ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ СУММАРНОЙ ДЕФОРМАЦИИ

Структура слитка кипящей стали

На рис. 113 представлена макроструктура слитка кипящей стали весом 6,5 т, отлитого сифонным способом. Приведенная фотография показывает, что зона сотовых пузырей распространяется на всю высоту слитка, однако наибольшее развитие эти пузыри получили в донной части, а в средней части высоты слитка их значительно меньше. Зона глубинных пузырей, газовая полость и ликвация распространяются от головной части до середины высоты слитка, причем наибольшая сегрегация, а также грубая рыхлость обнаружены в верхней области слитка. К середине высоты сегрегация ослабевает и в нижних горизонтах выявлена центральная зона плотного металла.

Из рассмотрения макроструктуры кипящего слитка видно, что различные части по высоте слитка отличаются большей или меньшей степенью развития зон сотовых и глубинных пузырей.

Для установления зависимости структуры и механических свойств кипящего металла от суммарной деформации его при прокатке были проведены специальные опыты. Параллельно исследовали механические свойства различных зон поперечного сечения раската в зависимости от суммарного обжатия слитка кипящей стали. При механических испытаниях определяли предел текучести σ_s , предел прочности σ_b , относительное удлинение δ и относительное сужение поперечного сечения образца ψ . После механических испытаний пробы подвергались микроисследованию на балльность зерна.

Зависимость макроструктуры кипящей стали от суммарного обжатия при прокатке блюмов

С целью изучения степени свариваемости газовых пузырей при прокатке на блюминге 1150 слитка кипящей стали слиток размерами $H \times B = 790 \times 700$ мм прокатывали за 15 пропусков со средним обжатием за пропуск 70 мм до сечения 250×250 мм по схеме, представленной в табл. 30. От раскатов после каждого пропуска отбирали поперечные темплеты. Макроструктуру выявляли путем горячего травления темплетов в 50%-ном растворе соляной кислоты. Фотографии отдельных темплетов представлены на рис. 114—117.

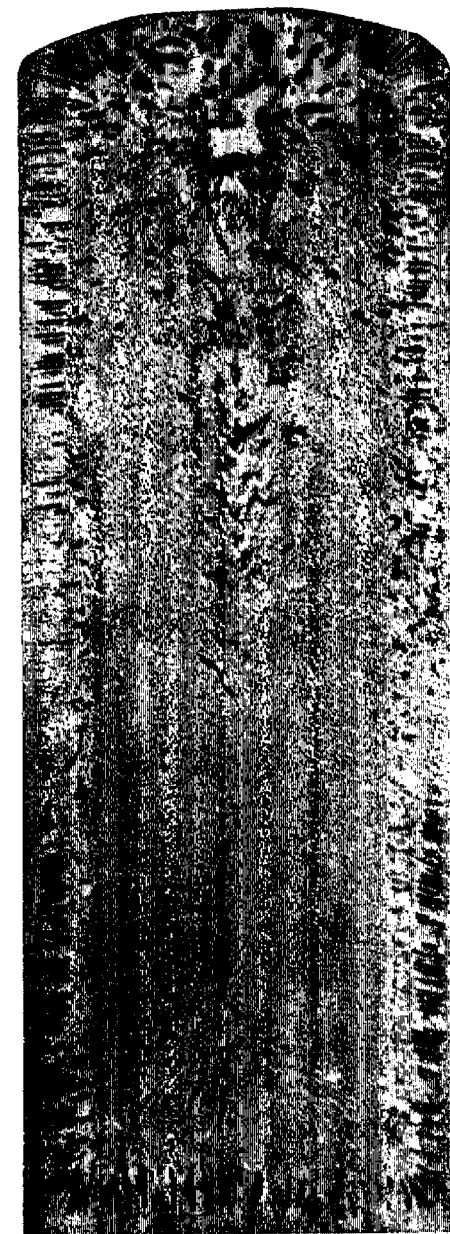


Рис. 113. Макроструктура слитка кипящей стали



Рис. 114. Макроструктура темплета раската сечением 390×640 мм после шестого пропуска

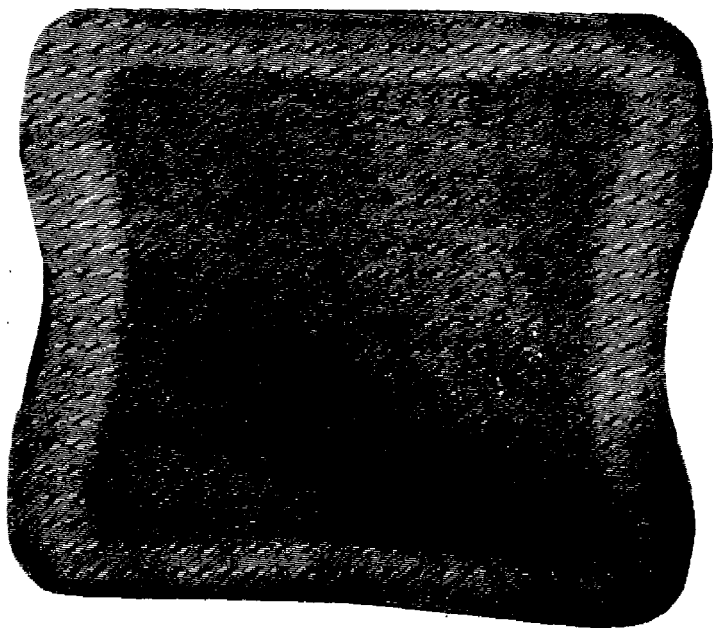


Рис. 115. Макроструктура темплета раската сечением 390×430 мм после десятого пропуска



Рис. 117. Макроструктура темплета раската сечением 250×250 мм после пятнадцатого пропуска



Рис. 116. Макроструктура темплета раската сечением 300×320 мм после тринадцатого пропуска

Таблица 30

Схема обжатий слитка кипящей стали

№ калибра	№ пропусков	Размеры сечения, мм	ΔH мм	ΔB мм
I	1	790×700	120 70 100 70 70 40 70	—
	2	670×700		—
	3	600×700		10
	4	600×610		10
	5	530×620		10
	6	460×630		10
	7	390×640		10
	8	600×400		10
II	9	530×410	70	10
	10	460×420	70	10
	11	390×430	70	10
	12	360×400	70	10
III	13	290×410	110	30
	14	300×320	70	10
IV	15	230×330	80	20

Из приведенного выше описания первичной макроструктуры кипящего слитка и рис. 113 следует, что строение темплета находится в зависимости от того, на каком уровне по высоте слитка этот темплет отобран. Рассмотрение темплетов позволяет сделать заключение о том, что по мере увеличения суммарной деформации макроструктура по всему сечению уплотняется, стенки газовых пузырей сближаются. При дальнейшем уменьшении размеров раската наблюдается интенсивное сваривание как подкорковых, так и глубинных газовых пузырей.

Для конечных профилей заготовки сечением 300×320 мм (рис. 116) характерно наличие небольшого количества несварившихся газовых пузырей, а в подкорковой зоне выявляется незначительная пористость.

Макроструктура темплета раската 250×250 (рис. 117) плотная по всему сечению, газовые пузыри полностью сварены. В зоне вторичных газовых пузырей видны вытравленные ликваты.

Зависимость макроструктуры и механических свойств широких и узких слэбов от суммарного обжатия

Влияние величины суммарной деформации на качество кипящего металла подтверждается сравнением макроструктуры широкого и узкого слэбов. На рис. 118 показана макроструктура

поперечного темплета слэба 140×310 мм после горячего травления. Слэб прокатывают в 17 пропусков с пятью кантовками, обжатие по широкой стороне составляет 615 мм, по узкой —

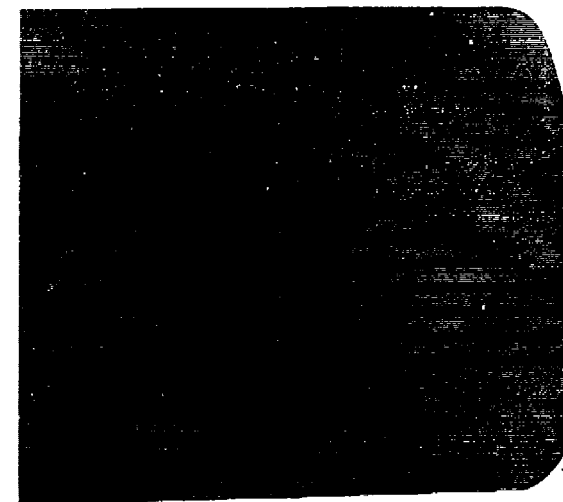


Рис. 118. Макроструктура слэба сечением 140×310 мм после горячего травления

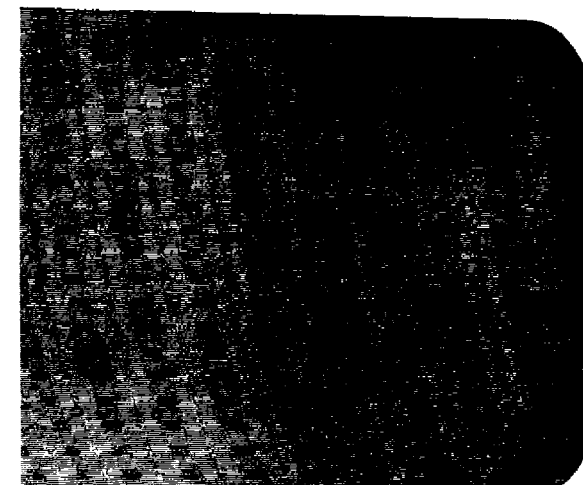


Рис. 119. Макроструктура слэба сечением 140×710 мм после горячего травления

575 мм. На темплете выявлена плотная подкорковая зона. Газовые пузыри полностью сварены. В зоне вторичных пузырей структура также плотная, имеется незначительное количество растравившихся ликватов.

Макроструктура темплетов сечением 140×710 мм представлена на рис. 119. Подкорковая зона слябов имеет большое количество несварившихся газовых пузырей, особенно на участке, примыкающем к узкой стороне на середине высоты сляба. Здесь на темплетах наблюдается значительное число несварившихся газовых пузырей. Зона вторичных газовых пузырей имеет плотную структуру, заметно небольшое количество вытравленных ликватов. Сляб 140×710 мм прокатывают в 13 пропусков с тремя кантовками, причем обжатие по широкой стороне составляет 570 мм, а по узкой 165 мм, т. е. в 3,5 раза меньше, чем при прокатке сляба сечением 140×310 мм.

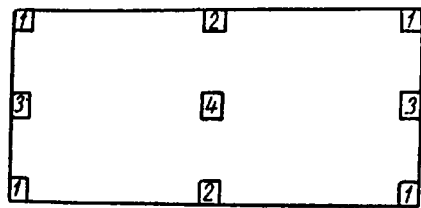


Рис. 120. Схема отбора и нумерация проб

Повышенные механические свойства сляба 140×310 мм объясняются его микроструктурой, средняя величина зерна узкого сляба по ГОСТ 5639—51 соответствует 5-, 6-му баллу, а

Таким образом, исследование макроструктуры поперечных темплетов слябов кипящей стали показывает, что увеличение суммарной деформации и числа кантовок и особенно увеличение обжатия по узкой стороне способствует улучшению качества металла. Последнее подтверждается также результатами механических испытаний образцов, отобранных из различных участков поперечного сечения узкого и широкого слябов из стали марки Ст.2кп. Схема отбора проб показана на рис. 120. Направление вырезки образцов совпадало с направлением прокатки. Систематизированные данные испытаний образцов приведены в табл. 31. Из табл. 31 видно, что на всех участках металл узкого сляба имеет более высокие прочностные и пластические свойства, чем металл широкого сляба.

Повышенные механические свойства сляба 140×310 мм объясняются его микроструктурой, средняя величина зерна узкого сляба по ГОСТ 5639—51 соответствует 5-, 6-му баллу, а

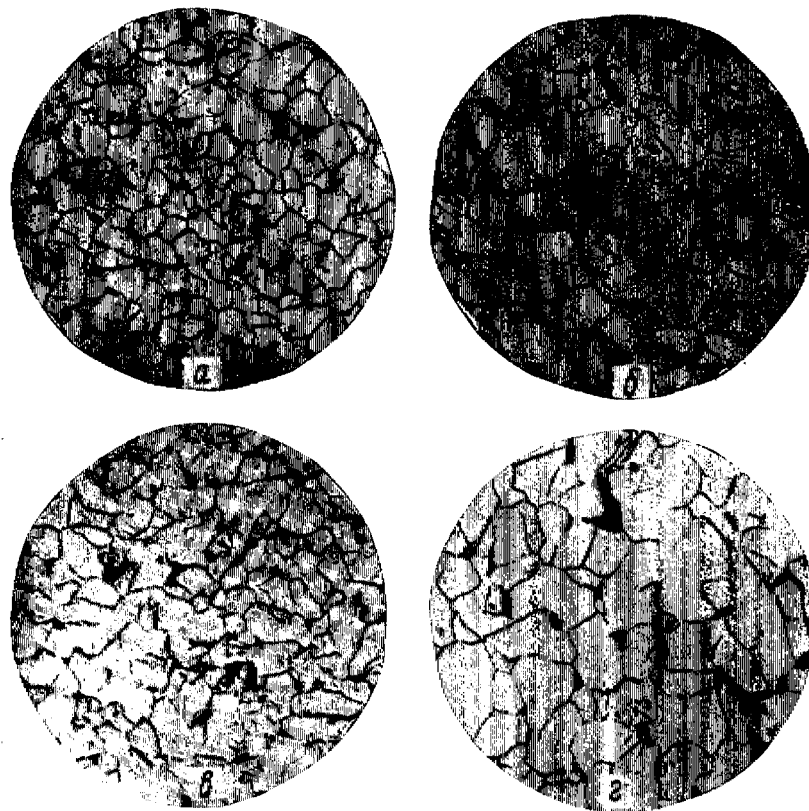
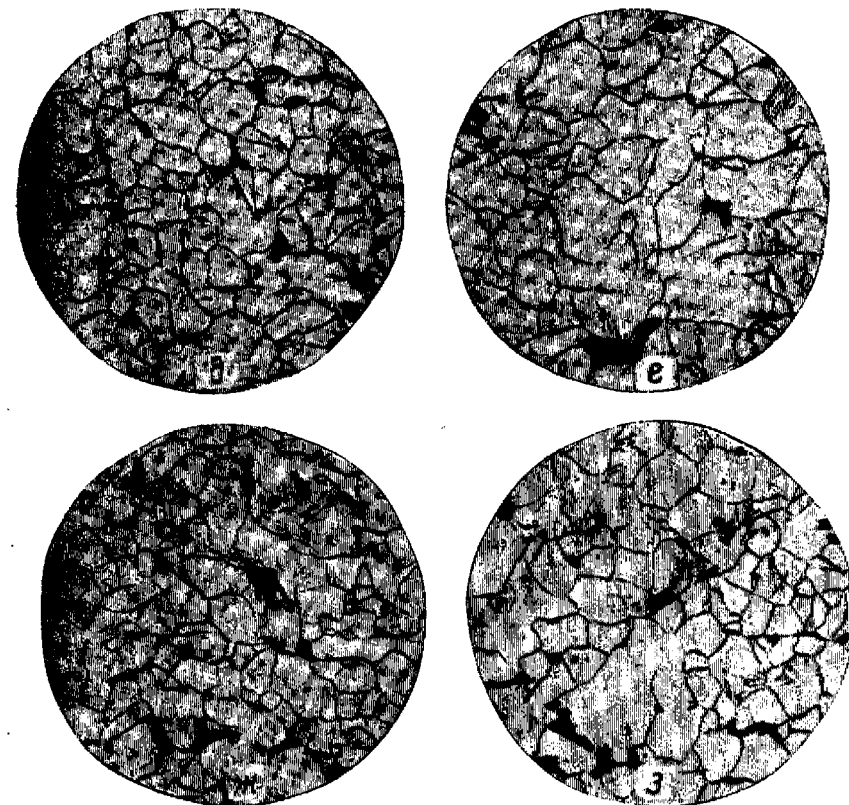


Рис. 121. Микроструктура образцов, подвергавшихся



механическим испытаниям (см. табл. 34)

Данные механических испытаний образцов из слябов

Участок	Показатели механических свойств и размеры слябов							
	σ_b кг/мм ²		σ_s кг/мм ²		δ , %		ψ , %	
	140×310	140×710	140×310	140×710	140×310	140×710	140×310	140×710
1	32,0	30,5	18,0	17,0	37,5	34,5	75,0	72,5
2	34,5	31,5	18,5	17,0	35,0	30,5	73,0	67,5
3	32,5	30,5	19,0	14,5	44,0	32,0	73,5	73,0
4	35,0	32,0	18,5	16,5	34,5	33,0	71,0	63,0

широкого — 4-, 5-му баллу, причем более крупное зерно имеет место по всему сечению сляба 140 × 710 мм.

Микроструктура образцов, подвергавшихся механическим испытаниям, представлена на рис. 121, в табл. 32 указаны места отбора проб (в соответствии со схемой рис. 120) и величина зерна. Из табл. 32 следует, что, например, на участке 2 у сляба

Таблица 32

Величина зерна различных участков сечения узкого и широкого слябов

Место отбора пробы (по рис. 120)	1		2		3		4	
Профиль сляба	140× ×310	140× ×710	140× ×310	140× ×710	140× ×310	140× ×710	140× ×310	140× ×710
Рис. 121	а	б	в	г	д	е	ж	з
Величина зерна (в баллах)	6—5	5—4	5—6	4—5	5	4—5	5	5—4

140 × 310 мм балл зерна составил 5—6 (рис. 121, в), а у сляба 140 × 710 мм величина зерна соответствует баллам 4—5 (рис. 121, г).

Следовательно, механические испытания и исследование микроструктуры металла различных слябов подтверждают приведенное выше положение о том, что большая суммарная деформация при достаточно частых кантовках и особенно увеличение обжатия по узкой стороне приводят к улучшению качества слябов из кипящей стали.

Зависимость качества поверхности блюмов от режима обжатий

Вопрос о влиянии схемы прокатки и величины обжатий на качество поверхности блюмов и слябов изучен недостаточно. Существует мнение о том, что прокатку слитков на блюмингах следует вести с малыми обжатиями в первых пропусках, для осторожного раздробления первичной структуры литого металла, и с частыми кантовками и лишь после этого применять обжатия, возможные по условиям захвата, прочности валков и мощности прокатного двигателя.

На практике не придерживаются этих рекомендаций и большинство блюмингов в СССР работает с обжатиями в первых пропусках, определяемыми только мощностью прокатного двигателя и условиями захвата. Из зарубежного опыта также известно [119], что в большинстве случаев не учитывается слабость структуры литого слитка, что режим обжатий как кипящей, так и спокойной стали приспособливается более к требуемому профилю, чем к структуре и химическому составу металла.

Несмотря на большой практический интерес, мало изучено также влияние частоты кантовок на качество поверхности прокатываемого металла. Указывают, например на улучшение поверхности металла при более частых кантовках и рекомендуют кантовать слитки даже после каждого пропуска, для чего необходима установка еще одного кантователя на задней стороне стана [105].

Для проверки в производственных условиях влияния осторожных обжатий в начале прокатки на качество поверхности металла, по сравнению с более интенсивными режимами, на ММК были проведены следующие опыты. Пять плавок спокойной малоуглеродистой стали и пять плавок кипящей стали прокатали на слябы с одинаковым суммарным обжатием между кантовками, равным около 450 мм.

Каждую из опытных плавок при посадке в нагревательные колодцы разделяли на две половины, а поверхность слитков тщательно осматривали для обнаружения поверхностных дефектов. Одну половину плавки составляли слитки, четные по разливке, а другую — нечетные. Этим устранялось влияние фактора неравномерности качества поверхности слитков по ходу разливки.

Одну половину каждой плавки прокатывали по обычной, принятой в цехе схеме прокатки, другую — с двукратным уменьшением величины обжатий в начале прокатки слитка за счет добавления 4 пропусков ($\Delta H = 25—30$ мм вместо 50—55 мм).

Каждую половину плавки после прокатки маркировали и убирали отдельно, как самостоятельную плавку. Критерием качества поверхности, полученной в результате прокатки по той

или иной схеме, была принята производительность труда на зачистке опытных плавов.

Хронометраж зачистки производили с точностью до одной минуты, т. е. отмечали все перерывы в работе каждого вырубщика или автогенщика длительностью более 1 мин. Таким образом, фиксировали практически только машинное время, затраченное на удаление поверхностных дефектов.

Для сравнения полученных результатов время работы вырубщиков на каждой плавке суммировали с временем работы автогенщиков, умноженным на заранее выработанный переводный коэффициент (отношение производительности двух способов зачистки).

Таблица 33

Результаты прокатки слитков спокойной стали с различными величинами обжатий в начальном периоде

Плавка	По схеме 2—8—2—1 (обычные обжатия)			По схеме 2—12—2—1 («осторожные» обжатия)		
	получено слябов <i>m</i>	затрачено труда на зачистку, усл. мин.		получено слябов <i>m</i>	затрачено труда на зачистку, усл. мин.	
		всего	на 1 <i>m</i> годного		всего	на 1 <i>m</i> годного
А	75,7	568	7,5	86,9	654	7,5
Б	68,5	447	6,5	74,2	505	6,8
В	80,0	384	4,8	80,0	451	5,6
Г	77,4	852	11,0	83,3	842	10,1
Д	89,0	1152	12,9	83,5	891	10,7
	390,6	3403	8,7	407,9	3343	8,2

Таблица 34

Результаты прокатки слитков кипящей стали с различными величинами обжатий в начальном периоде

Плавка	По схеме 2—8—2—1 (обычные обжатия)			По схеме 2—12—2—1 («осторожные» обжатия)		
	получено слябов <i>m</i>	затрачено труда на зачистку, усл. мин.		получено слябов <i>m</i>	затрачено труда на зачистку, усл. мин.	
		всего	на 1 <i>m</i> годного		всего	на 1 <i>m</i> годного
А*	77,7	1819	23,4	70,2	3176	45,3
Б	89,4	842	9,4	89,6	1167	13,0
В	87,3	512	5,9	87,1	497	5,7
Г	88,0	457	5,2	88,0	395	4,5
Д	83,8	550	6,6	95,7	508	5,3
	348,5	2361	6,8	360,4	2527	7,0

* В итоговых данных плавка А не учтена.

Основные данные по результатам опытов приведены в табл. 33 и 34. Длительность зачистки в условных минутах, приводимая в этих таблицах, примерно соответствует времени зачистки, если бы последняя производилась с помощью одних только пневматических молотков.

Из табл. 33 следует, что качество поверхности раскатов спокойной стали практически одинаково для всех пяти плавов и не зависит от величины обжатия в начале прокатки. Имеющиеся различия в качестве поверхности отдельных плавов (менее 20%) объясняются неточностью метода оценки поверхности и невозможностью полностью уравнивать влияние всех прочих факторов.

Подобные данные по слиткам кипящей стали приведены в табл. 34. По результатам четырех плавов (кроме плавки А) были сделаны те же выводы, что и для спокойной стали.

На поверхности слитков плавки А было большое количество пороков в виде поперечных трещин и «сотовой рвани» (сотовые пузыри, выходящие на поверхность слитка) и поэтому при прокатке получилось много поверхностных пороков. Поступление в прокатку плавов такого качества обычно является редкостью. Из табл. 34 следует, что прокатка недоброкачественной плавки А с малыми обжатиями не только не улучшила, а, наоборот, резко ухудшила качество поверхности по сравнению с прокаткой по обычному режиму. Такая же тенденция намечается и на плавке Б, слитки которой в подавляющем большинстве были оплавлены при нагреве, что также ухудшило качество поверхности при прокатке с «осторожными» обжатиями.

Результаты этих опытов находятся в полном соответствии с изложенным выше материалом о зависимости напряженного состояния от отношения $\frac{l}{H}$.

На основании опытов можно сделать вывод о том, что режим обжатий при прокатке блюмов из слитков кипящей стали, отлитых и нагретых по нормальной технологии и имеющих относительно здоровую поверхность, не влияет существенно на качество поверхности. При прокатке слитков кипящей стали с тонкой наружной корочкой, получившейся в результате неправильной технологии разлива, оплавления при нагреве и пр., уменьшение величины обжатий, которое ведет к увеличению неравномерности деформации по сечению слитка, может резко ухудшить качество поверхности металла.

При прокатке блюмов из кипящей стали с очень большими обжатиями при правильной разливке и нагреве слитков поверхность раскатов получается вполне удовлетворительной. Это подтверждается опытами по прокатке примерно 100 слитков с обжатиями за пропуск 100—110 мм на блюм сечением 300 × 320 мм.

Зависимость качества поверхности слябов от схемы прокатки и обжатий в ребровых пропусках

Качество поверхности слябов из кипящей стали в значительной степени зависит от схемы прокатки слитков на блюминге, и это влияние тем сильнее, чем хуже качество исходных слитков.

Результаты прокатки слябов сечением 105×680 мм из слитков весом 6,6 т и размерами $\frac{700 \times 620}{760 \times 680} \times 2200$ мм по двум схемам с различной частотой кантовок и различным числом проходов: 2—4—2—4—2—2 и 2—8—2—2 свидетельствуют о том, что

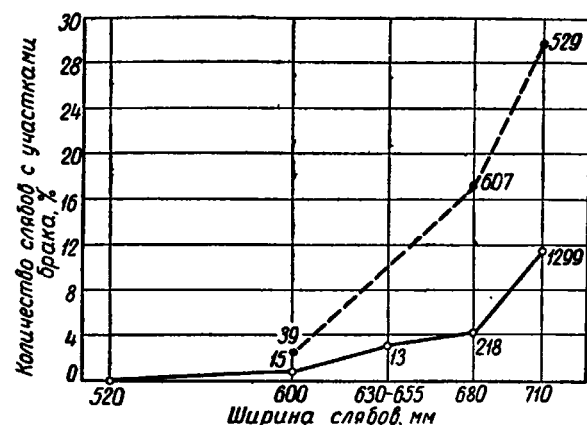


Рис. 122. Зависимость качества поверхности от ширины слябов, прокатанных из двух типов слитков:

— — — — — из слитка 750×660 мм (учтено 7045 шт.); ● — — — — — из слитка 800×680 мм (учтено 20629 шт.)

затраты труда на зачистку при прокатке с кантовкой через 4 пропуска на 67% меньше, чем при прокатке с кантовкой после 8 пластовых пропусков.

При прокатке этих же слябов по указанным выше схемам из слитков весом 7,05 т и размерами $\frac{770 \times 600}{810 \times 640} \times 2200$ мм, разница в качестве поверхности слябов, прокатанных с различной частотой кантовок, значительно меньше и составляет всего около 14%.

Таким образом, качество поверхности слябов из кипящей стали зависит, во-первых, от частоты кантовок и, во-вторых, от величины обжатия в ребровом пропуске (слитки второго типа имеют большую ширину). При этом влияние второго фактора сказывается сильнее.

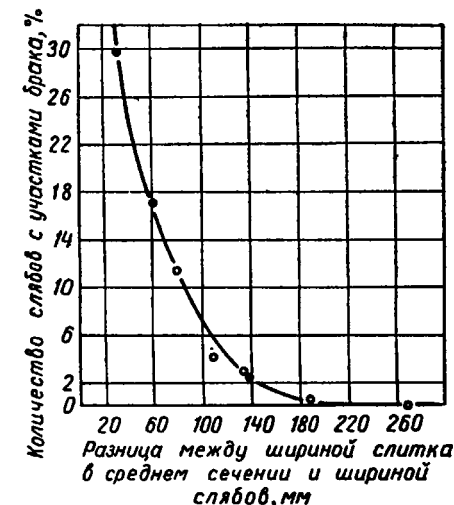
Для количественной его оценки проведена статистическая обработка большого количества плавок кипящей стали, прокатан-

ных на слябы для непрерывного тонколистового стана ММК. Учитывали слябы нескольких основных шири, прокатанные из двух типов слитков, также имеющих различную ширину. Всего учтено 27674 сляба. Критерием качества поверхности было принято количество слябов с участками брака по поперечным трещинам и рванинам.

На рис. 122 приведена зависимость качества поверхности от ширины прокатанных слябов для двух типов слитков. Как видно из рисунка, количество слябов с дефектами меньше при меньшей

Рис. 123. Зависимость качества поверхности слябов от разности между шириной слитка и сляба:

— — — — — слиток 800×690 мм; ● — — — — — слиток 750×660 мм



ширине слябов, а также в том случае, когда они прокатаны из слитка большей ширины.

На основании этих же данных на рис. 123 показана зависимость между суммарным обжатием в ребровых проходах (без учета уширения в пластовых пропусках) и качеством поверхности слябов. Из рис. 123 следует, что ширина слитка должна превышать ширину прокатываемых слябов не менее чем на 100—140 мм. С уменьшением этой величины качество поверхности слябов катастрофически ухудшается.

Поскольку ширину слитка нельзя увеличивать произвольно, построение указанных выше кривых в конкретных условиях различных предприятий может иметь большое значение для правильного выбора оптимальной ширины слитка.

Влияние режима обжатий на макроструктуру и механические свойства стали

Для установления влияния режима обжатий на структуру и свойства кипящего металла слитки весом 6,5 т прокатывали на гладкой бочке $D_p = 990$ по двум режимам с обжатиями по 100 мм (слиток А) и по 50 мм (слиток Б).

Схемы обжатий опытных слитков приведены в табл. 35 и 36.

Таблица 35

Схема прокатки слитка А

№ калибра	№ про-пуска	Н мм	В мм	ΔН мм	$\frac{l}{H}$
I	0	790	700	—	—
	1	700	700	90	—
	2	600	700	100	0,30
	3	600	610	100	0,30
	4	500	620	100	0,36
	5	400	630	100	0,44
	6	Холостой			
II	7	600	410	30	0,36
	8	500	420	100	

Таблица 36

Схема прокатки слитков Б и В

№ калибра	№ про-пуска	Н мм	В мм	ΔН мм	$\frac{l}{H}$
I	0	790	700	—	—
	1	730	700	60	—
	2	680	700	50	—
	3	650	680	50	0,24
	4	600	680	50	0,25
	5	550	690	50	0,29
	6	500	690	50	0,30
	7	440	700	60	0,34

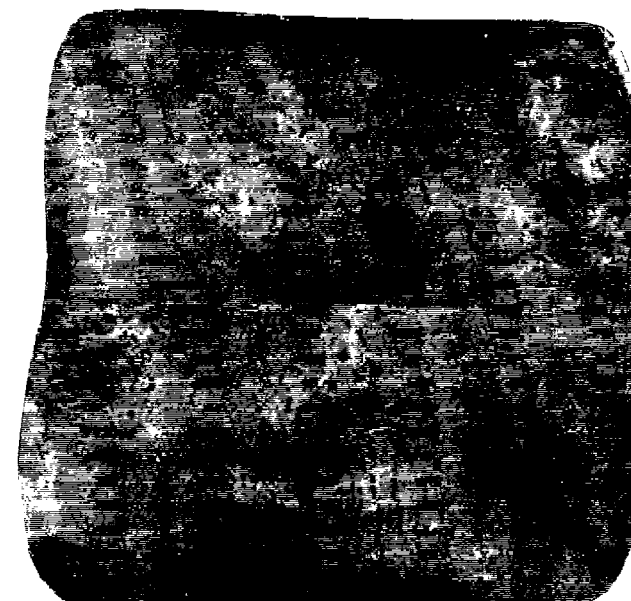


Рис. 124. Макроструктура темплета из раската слитка А сечением 600 × 410 мм

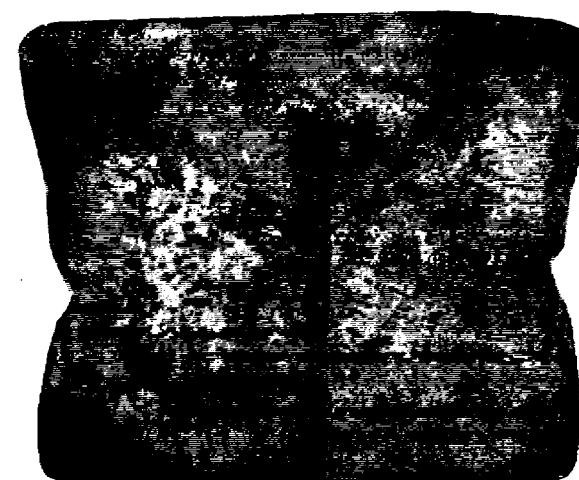


Рис. 125. Макроструктура темплета из раската слитка Б сечением 440 × 700 мм, отобранного на расстоянии 1000 мм от головного торца

Слиток А после последнего обжатия на гладкой бочке и кантовки был задан во II калибр и прокатан за один проход до $H = 600$ мм, после чего в этом же калибре часть раската была обжата на 100 мм до $H = 500$ мм.

Для сравнения была произведена прокатка слитка весом 7,0 т из стали марки Ст.Зсп по схеме табл. 35 в сечение 400 × 630. От раската отбирали поперечные темплеты для макротравления и пробы для исследования механических свойств и микроструктуры металла в различных участках поперечного сечения.

Поперечные темплеты, отобранные для макроисследования, подвергали горячему травлению. Для удобства травления отдельные темплеты были разрезаны на две части.

Осмотр темплетов показал следующее:

1. Слиток А, темплет сечением 600 × 410 (рис. 124). В центральной части контактной поверхности толщина зоны плотной корочки составляет 8—9 мм, уменьшаясь к краю контактной поверхности до 5—6 мм. На боковой поверхности зона плотной корочки составляет 5—7 мм. По всему контуру в этой зоне наблюдаются мелкие несварившиеся подкорковые газовые пузыри в виде тонких трещин.

Зона сотовых пузырей в центральной части контактной поверхности выражена более интенсивно, чем на углах, и расположена от зоны плотной корочки в толщу металла на 40 мм. В средней части боковой поверхности зона сотовых пузырей выражена более интенсивно, чем на границе перехода к контактной поверхности. По мере приближения к контактной поверхности зона несварившихся сотовых пузырей почти исчезает, в то время как у середины боковой поверхности длина этой зоны достигает 15 мм.

Зона глубинных пузырей начинается на расстоянии 75—80 мм от контактной поверхности и 60—65 мм от боковой поверхности, распространяясь на всю центральную часть сечения раската. В промежуточной зоне между глубинными и первичными

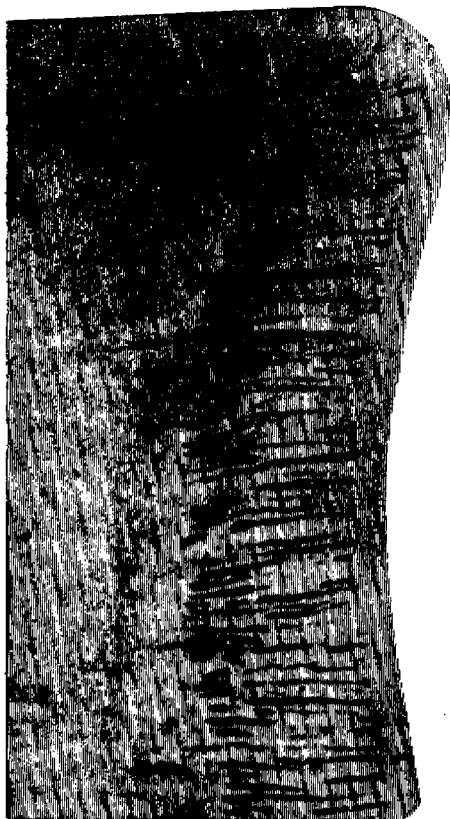


Рис. 126. Макроструктура темплета из раската слитка Б сечением 440×700 мм, отобранного на расстоянии 1000 мм от донного торца

вид тонких трещин. На боковой поверхности зона сотовых пузырей простирается на глубину до 65—70 мм. К середине сечения свариваемость пузырей уменьшается, ширина пузырей увеличивается до 1,5—2,0 мм.

Далее, в толще металла располагаются глубинные газовые пузыри, увеличивающиеся к центру как по размерам, так и по количеству.

3. Слиток Б, темплет 440×700 мм, отобранный на расстоянии 1000 мм от донного торца раската (рис. 126). В центральной части контактной поверхности зона плотной корочки имеет тол-

сотовыми пузырями встречаются отдельные несварившиеся вторичные газовые пузыри.

Последующее дополнительное обжатие увеличивает толщину плотной корочки, особенно у контактной поверхности, и улучшает сварку пузырей в центральной части сечения раската.

2. Слиток Б темплет 440×700 мм, отобранный на расстоянии 1000 мм от головного торца раската (рис. 125). На контактной поверхности зона плотной корочки составляет в центральной части 20—25 мм, на углах 10—15 мм. На боковой поверхности по середине сечения зона плотной корочки имеет толщину 12—15 мм и до 10 мм на бочкообразных частях ее. Несварившиеся подкорковые пузыри в этой зоне имеют ширину 0,5—4 мм.

Сотовые пузыри от контактной поверхности простираются в толщу металла на глубину до 50—55 мм. Значительная часть пузырей сварена, остальные имеют

щину 9—11 мм, у края 5—7 мм. На боковых поверхностях толщина зоны плотной корочки составляет 10—13 мм по середине сечения, а в местах бочкообразования 6—11 мм. В этой зоне на боковой поверхности наблюдаются единичные мелкие несварившиеся газовые пузыри размером 0,5—3,0 мм.

У контактной поверхности зона сотовых пузырей располагается на глубине 40—45 мм от зоны плотной корочки. В центральной части отмечаются следы несварившихся газовых пузырей. У боковой поверхности несвариваемость пузырей возрастает от контактной поверхности к середине толщины раската (ширина пузыря увеличивается от 0,5 до 3,5 мм).

Граница между зоной первичных сотовых пузырей и вторичных почти отсутствует. У контактной поверхности вторичные пузыри единичные, мелкие. У боковой поверхности эта зона имеет большое развитие (до 105 мм). Глубинные пузыри почти отсутствуют.

Наблюдающееся большее развитие зоны сотовых пузырей и отсутствие глубинных пузырей на втором темпете находится в соответствии с первичной макроструктурой кипящего слитка (рис. 113), по которой в донной части зона сотовых пузырей выражена в большей степени, чем в головной, а глубинные пузыри, напротив, имеют преимущественное развитие в головной части.

4. Слиток В из стали марки Ст.Зсп. Металл плотный, макроструктура мелкая с дендритами средних размеров.

Изучение макроструктуры позволило установить следующее:

1. При прокатке слитка кипящей стали с обжатиями за пропуск по 100 мм наблюдается значительное уплотнение металла и свариваемость сотовых и глубинных газовых пузырей.

При прокатке аналогичного слитка с обжатиями за пропуск по 50 мм свариваемость сотовых пузырей у контактной поверхности хуже, чем при $\Delta H = 100$ мм, а вблизи боковой поверхности сотовые пузыри почти не свариваются. Глубинные пузыри, выявленные в темпете, отобранном со стороны головного торца раската, сварке почти не подвергались и расположены по всей центральной части сечения темплета.

Приведенные опытные данные подтверждают ранее сделанные выводы о напряженном и деформированном состоянии металла в середине высоты раската при отношении $\frac{l}{H} < 0,50$, осо-

бенно в крайних зонах поперечного сечения, вследствие чего в указанных областях газовые пузыри свариваются незначительно.

Таким образом, прокатка кипящего металла с большими обжатиями улучшает макроструктуру заготовок.

2. Сравнение двух темплетов слитка А высотой 600 мм (см. рис. 124) и 500 мм показывает, что сотовые пузыри у контактной поверхности в значительной степени свариваются при $\Delta H = 100$ мм, а длина видимой зоны их уменьшается. На свариваем-

мость глубинных газовых пузырей одно обжатие повлияло в меньшей степени.

3. Зона плотной корочки по толщине мало различается на обоих раскатах. В этой зоне наблюдаются мелкие несварившиеся подкорковые пузыри в виде волосных трещин.

Кроме макроструктуры, были исследованы также механические свойства металла в различных частях поперечного сечения раскатов. Полученные данные являются средними из испытаний нескольких образцов, отобранных из аналогичных участков одного раската. Круглые образцы диаметром 15 мм с десятикратной расчетной длиной вырезали в продольном направлении на уровне, соответствующем середине высоты слитка.

Из раската А пробы отбирали от сечения 410 × 600 мм, из раската Б — от сечения 440 × 700 мм.

В табл. 37—40 условно обозначено место отбора проб (аналогично принятым для слэбов по рис. 120).

Таблица 37

Значение предела текучести, кг/мм²

Раскат	Место отбора проб по схеме рис. 120			
	1	2	3	4
А	20,5	20,5	20,0	19,0
Б	17,5	16,0	18,0	17,0
В	23,5	23,0	25,0	24,0

Таблица 38

Значения предела прочности, кг/мм²

Раскат	Место отбора проб по схеме рис. 120			
	1	2	3	4
А	31,5	29,5	31,5	30,0
Б	33,0	32,0	31,5	24,0
В	47,0	46,5	47,0	46,0

Как видно из табл. 37, значения предела текучести мало отличаются для одного и того же раската.

Сопоставление значений предела прочности (табл. 38) показывает, что металл раската В из спокойного слитка имеет показатели предела прочности в 1,5 раза большие, чем кипящий металл.

Из табл. 39 следует, что значения относительного удлинения у всех трех раскатов в центре сечения ниже, чем на поверхности,

Таблица 39

Значения относительного удлинения, %

Раскат	Место отбора проб по схеме рис. 120			
	1	2	3	4
А	29,5	28,5	31,0	11,5
Б	34,5	32,5	33,0	5,0
В	28,5	27,5	27,5	17,5

Таблица 40

Значения относительного сужения шейки образцов, %

Раскат	Место отбора проб по схеме рис. 120			
	1	2	3	4
А	51,5	35,2	66,0	35,6
Б	62,0	70,0	57,5	11,0
В	56,0	53,0	45,0	24,0

причем наибольшее снижение этого показателя наблюдается у раската Б из кипящей стали, прокатанного с обжатиями за пропуск по 50 мм, и наименьшее — у раската В из спокойной стали.

Из табл. 40 видно, что в середине сечения сужение шейки образцов, изготовленных из средней части сечения, значительно меньше, чем образцов, изготовленных из поверхности, особенно у раската Б.

У раскатов Б и В наблюдается также уменьшение относительного сужения шейки образцов, вырезанных вблизи из боко-

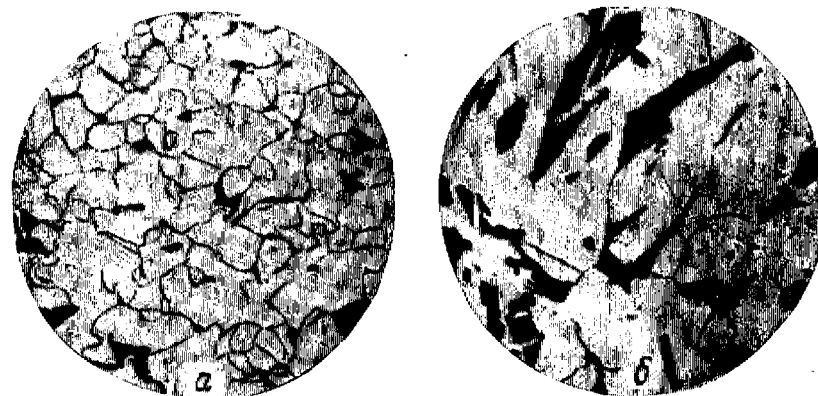


Рис. 127. Микроструктура образцов раската из кипящей стали: а — из периферийного участка поперечного сечения; б — из центра поперечного сечения

вой поверхности раската, по сравнению с образцами, изготовленными из приконтактной части сечения, вследствие незначительной деформации боковых сторон.

Исследование микроструктуры, произведенное в поперечном сечении образцов, показало, что величина зерна различных участков находится в соответствии с их механическими свойствами. Поверхность раскатов имеет более мелкое зерно, чем центральные слои: образцам из периферийных участков соответствует макроструктура с величиной зерна 4—5 баллов (рис. 127, а) из центра — 3 балла (рис. 127, б). Раскат из кипящей стали, прокатанный с большими обжатиями, на всех участках сечения имеет несколько меньшую величину зерна, чем раскат, прокатанный с малыми обжатиями.

Таким образом, исследование макроструктуры и механических свойств показывает, что кипящая сталь, прокатанная с повышенными до 100 мм обжатиями за пропуск, обладает более плотной и здоровой макроструктурой, мелкозернистой микроструктурой, повышенными прочностными и пластическими свойствами по всему сечению, чем прокатанный при обжатии 50 мм за пропуск.

27. ЗАВИСИМОСТЬ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТИ РАСКАТОВ ИЗ СПОКОЙНОЙ СТАЛИ ОТ СХЕМЫ ПРОКАТКИ И КАЧЕСТВА СЛИТКОВ

Зависимость качества поверхности раскатов из спокойной стали от количества кантовок

По схемам прокатки, разработанным до 1955 г. для блюмингов ММК, прокатку блюмов из всех марок стали производили с кантовкой после первых двух пропусков. При прокатке слябов первую кантовку производили после первых двух ребровых пропусков, а затем после каждого четырех пластовых пропусков. Это мотивировалось якобы улучшением качества поверхности прокатываемого металла при более частых кантовках.

С целью проверки этого положения было прокатано на блюмы 12 плавов спокойной мало- и среднеуглеродистой стали по схемам с кантовкой через 2 и через 4 пропуска в начале прокатки [120].

Таблица 41

Результаты прокатки плавов спокойной стали, прокатанных на блюмы с различной частотой кантовки в начале прокатки слитка

Плавка	Прокатка с первой кантовкой после 4 пропусков			Прокатка с первой кантовкой после 2 пропусков		
	получено годового <i>m</i>	затрачено труда на зачистку, усл. мин.		получено годового <i>m</i>	затрачено труда на зачистку, усл. мин.	
		всего	на 1 <i>m</i> годового		всего	на 1 <i>m</i> годового
А	80,77	6095	75	80,77	4316	53
Б	81,15	5016	62	81,15	10337	66
В	82,00	3573	44	76,24	—	—
Г	76,53	5657	75	70,75	4414	63
Д	103,22	4412	42	116,0	4807	41
Е	87,0	3881	45	87,0	4732	54
Ж	75,97	2431	32	81,75	1735	21
З	79,7	5090	63	79,7	5822	72
И	81,75	5880	72	75,86	6488	86
К	70,10	6401	92	64,75	5957	93
Л	81,2	1756	22	75,4	1574	21
М	81,2	7469	92	81,2	7210	89
	980,62	57661	59,0	970,57	57392	59,1

В табл. 41 приведены данные о затратах труда при зачистке металла, прокатанного с различной частотой кантовок, из которых следует, что существенной разницы между заготовками, прокатанными по различным схемам, нет.

Этим опытом была выяснена лишь роль первой кантовки при прокатке слитков спокойной стали, когда в дальнейшем прокат-

ка слитка производится одинаково по обеим схемам. Для изучения влияния режима кантовок в течение прокатки всего слитка, а также возможности прокатки с минимальным количеством кантовок были проведены дополнительные опыты.

Были прокатаны на слябы три плавки спокойной малоуглеродистой стали по схемам 2—8—2—2 (8 пластовых пропусков подряд) и 2—4—2—4—2—2 (с промежуточными ребровыми обжатиями и двумя дополнительными кантовками). Если схема прокатки оказывает влияние на качество поверхности металла, то это влияние должно бы быть тем большим, чем хуже исходный металл. Для проверки этого в число указанных трех плавов была включена исключительно плохая плавка Б (табл. 42), с

Таблица 42

Результаты прокатки плавов спокойной стали, прокатанных на слябы с различной частотой кантовок

Плавка	Получено годного <i>m</i>	Затрачено труда на зачистку, усл. мин.		Получено годного <i>m</i>	Затрачено труда на зачистку, усл. мин.	
		всего	на 1 <i>m</i> годного		всего	на 1 <i>m</i> годного
А Б В	Прокатка по схеме 2—4—2—4—2—1			Прокатка по схеме 2—8—2—1		
	78,3	310	4,0	78,3	305	3,9
	75,0	3466	46,3	70,6	2923	41,5
	67,0	1419	21,2	75,4	1813	24,1
	220,3	5196	23,5	224,3	5041	22,4
Г Д Е Ж З И	Прокатка по схеме 2—8—2—1			Прокатка по схеме 8—2—1		
	79	807	10,2	85	602	7,1
	91	853	9,4	85	757	8,9
	79	1444	18,6	91	1998	22,0
	79	345	4,4	79	344	4,4
	85	1080	12,7	79	729	9,2
	85	945	11,1	85	1188	14,0
	498	5474	11,0	504	5618	11,1

большим количеством поперечных и продольных трещин. Эту плавку зачищали в течение трех смен всеми наличными средствами.

Из табл. 42 следует, что ни на очень хорошей плавке А, ни на исключительно плохой плавке Б по средним данным не видно влияния частоты кантовок на качество поверхности.

По второму варианту прокатывали плавки по схемам 2—8—2—2 и 8—2—2 (т. е. без предварительного ребрового обжатия вообще). Результаты прокатки приведены в табл. 42. Из данных табл. 42 следует, что так же, как схема с пятью кантов-

ками не улучшает качества поверхности, так и схема, не предусматривающая предварительного ребрового обжата вообще, не ухудшает качества поверхности прокатываемого металла.

Следовательно, количество кантовок при прокатке слитков спокойной углеродистой стали может быть минимальным без ущерба для качества поверхности и определяется только условиями получения профиля.

Этот же вывод подтверждается опытом работы толстолистого стана ММК, на котором ребровые обжаты не предусмотрены. Стан успешно прокатывает слитки спокойной стали толщиной 610—660 мм на подкаты толщиной 220 мм за 17—21 пропуск (или сразу на готовые листы). В то же время несколько попыток прокатать на этом стане листы из слитков кипящей стали окончились неудачей, так как на боковой поверхности слитков образовалось большое количество разрывов во всей зоне залегания сотовых пузырей.

Зависимость качества поверхности слабов от условий разливки

Производственные опыты убедительно показывают, что качество поверхности проката из спокойной стали не зависит от

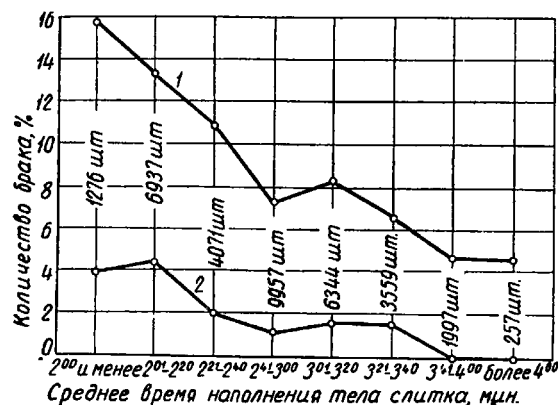


Рис. 128. Зависимость количества брака слабов по поверхностным трещинам от времени наполнения изложницы спокойной сталью (всего учтено 34398 шт. слабов):

1 — количество слабов с участками брака; 2 — количество окончательно забракованных слабов

схемы прокатки слитков на блюминге. В то же время качество поверхности отдельных плавков одной и той же марки отличается в несколько раз как по производительности труда на вырубке, так и по количеству брака.

В связи с этим потребовалось выяснить факторы, оказываю-

щие столь сильное влияние на качество поверхности спокойной стали. Для этой цели была произведена статистическая обработка данных производственного учета по плавкам, прокатываемым на слобы для среднелистого стана ММК.

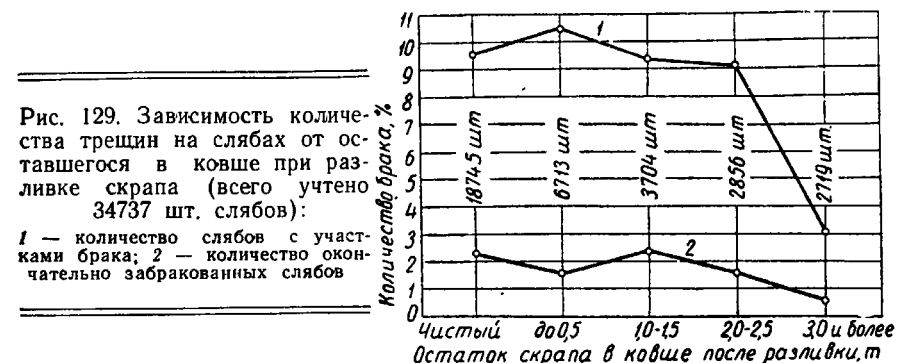


Рис. 129. Зависимость количества трещин на слобах от оставшегося в ковше при разливке скрапа (всего учтено 34737 шт. слабов):

1 — количество слабов с участками брака; 2 — количество окончательно забракованных слабов

Основными дефектами слабов явились продольные и поперечные трещины. Критерием для оценки качества поверхности было принято количество слабов с дефектными участками и окончательно забракованных по трещинам относительно общего количества слабов, поданных на зачистку. Всего учтено 288 плавков спокойной углеродистой стали, разлитых различными способами.

Для изучения влияния скорости наполнения тела слитка на качество поверхности металла была рассмотрена зависимость количества брака от среднего времени наполнения по первой половине каждой плавки, так как ранее было установлено, что наибольшее количество трещин имеет место на слитках первой половины плавки (ковша). Указанная зависимость представлена на рис. 128, из которого следует, что количество брака намного уменьшается с увеличением времени наполнения слитка.

На рис. 129 представлена зависимость качества поверхности слабов от количества оставшегося в ковше после разливки скрапа, что некоторым образом характеризует температуру стали при разливке. С понижением температуры разливки, что сопровождается увеличенным количеством оставшегося скрапа в ковше, качество поверхности слабов улучшается. Следует, правда, отметить, что с уменьшением температуры разливки увеличивается пленимость слитков. Этот дефект приводит к понижению производительности труда на зачистке, но почти никогда не является причиной брака.

На рис. 130 представлены данные о качестве поверхности при различных способах разливки. Из данных рис. 130 следует, что наилучшие результаты в этом отношении дает разливка через промежуточный ковш. Количество брака при этом способе раз-

ливки почти в два раза меньше, чем при разливке непосредственно из большого ковша в самом благоприятном случае.

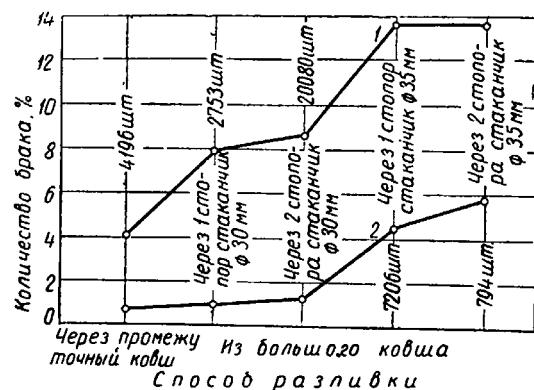


Рис. 130. Зависимость качества поверхности слабов от способов разливки спокойной стали (всего учтено 35029 шт. слабов):
1 — количество слабов с участками брака; 2 — количество окончательно забракованных слабов

Значительно лучшие результаты дает разливка через стаканчик Ø 30 мм по сравнению с разливкой через стаканчик Ø 35 мм. При одном и том же диаметре стаканчика несколько худшие результаты дает двухстопорная разливка.

Рациональные схемы прокатки на блюминге № 3 ММК

С 1955 г. на блюминге № 3 ММК был осуществлен постепенный переход на прокатку всех профилей из слитков спокойной стали с минимальным количеством кантовок. Прокатку блюмов из слитков кипящей стали также начали производить по схеме 4—4... вместо 2—2—4...

Поскольку при прокатке слабов из слитков кипящей стали было выявлено влияние схемы прокатки на качество поверхности, решили оставить две схемы. Если слитки имели здоровую корочку и не были оплавлены при нагреве, то разрешалась прокатка по более производительной схеме 2—8—2—2. При прокатке слитков с большим количеством дефектов предусматривали промежуточные ребровые проходы с двумя дополнительными кантовками по схеме 2—4—2—4—2—2.

В результате перехода на новые схемы прокатки средняя производительность блюминга в горячий час выросла на 10,1%. Производительность труда на зачистке металла после перехода на прокатку с уменьшенным числом кантовок не уменьшилась.

28. ВОПРОСЫ КАЧЕСТВА И РАСХОД МЕТАЛЛА ПРИ ПРОКАТКЕ НА БЛЮМИНГЕ

Дефекты полупродукта после прокатки на блюминге можно разделить на следующие группы:

- 1) дефекты напрева;
- 2) поверхностные дефекты металлургического происхождения;
- 3) поверхностные дефекты прокатного происхождения;
- 4) неправильные размеры;
- 5) дефекты охлаждения.

К дефектам первой группы относятся недостаточный или неравномерный нагрев, перегрев и пережог слитков спокойной стали, оплавление корочки слитков кипящей стали, скворечники.

Низкий и неравномерный нагрев приводит к искажению формы полосы по сечению и длине, переполнению калибров, подрезам буртами и пр.

Перегрев и пережог являются результатом превышения максимально допустимой для данной марки стали температуры, а оплавление корочки слитков осуществляется очень быстро после оплавления окалины на слитке. Обычно считают, что хорошие качественные показатели при переделе слитков кипящей стали получаются при толщине корочки не менее 7—8 мм.

К поверхностным дефектам металлургического происхождения относятся продольные, поперечные и подприбыльные трещины, плены, заливины, волосовины, пояса от разрыва струи при разливке, мелкое залегание и даже выход на поверхность сотовых пузырей на слитках кипящей стали и пр.

Некоторые из указанных дефектов могут усугубляться при неблагоприятной технологии прокатного производства. Трещины на слитках кипящей стали могут возникать и увеличиваться при малых обжатиях и слишком редких кантовках, брак по сотовой рвани может сильно увеличиться даже при незначительном оплавлении слитков в процессе нагрева.

Большинство дефектов этой группы не усугубляются в процессе прокатного передела. Многие из этих дефектов могут быть даже уменьшены при более длительном томлении слитков, чем это обычно принято. Поверхностный слой металла переходит в окалину на большей глубине и количество поверхностных дефектов уменьшается. Нагревательные колодцы в этом случае играют роль машины огневой зачистки.

Проведенные на ММК исследования по нагреву стали различных марок (55С2, трубной, осевой и др.) показали, что увеличение длительности нагрева на 1,5—2 часа в несколько раз уменьшает такие дефекты, как плены и заливины. Уменьшается количество трещин и рвани. С этой точки зрения вполне оправдано стремление на многих зарубежных заводах иметь емкость

нагревательных колодцев, близкую к сменной производительности блюминга.

К поверхностным дефектам прокатного происхождения относятся закаты лампасов от переполнения калибров, волосовины от выработки валков, подрезы буртами валков, плены от насечки валков.

Закаты образуются в результате несоответствия формы и размеров калибра, нарушения режима обжатий, прокатки подстуженного металла, перекошенных раскатов. Последнее может быть при задаче полосы недостаточной ширины не точно по центру калибра или при ромбичности поперечного сечения исходного слитка.

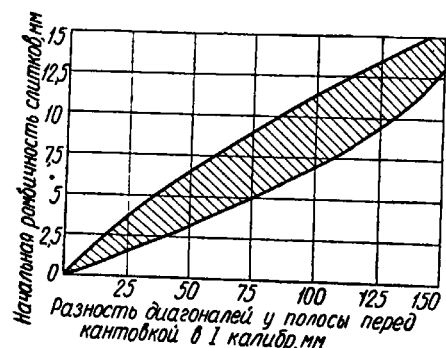


Рис. 131. Перекашивание раската при прокатке на гладкой части бочки в зависимости от ромбичности поперечного сечения раската (по И. С. Шулепникову)

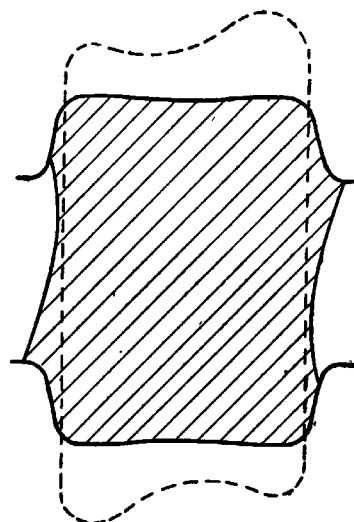


Рис. 132. Образование однобокого лампаса при задаче в калибр перекошенной полосы

Исследования И. С. Шулепникова [121] показали, что даже небольшая исходная ромбичность слитка заметно увеличивается по мере прокатки слитка на гладкой части бочки (рис. 131). При задаче перекошенной полосы в первый ящичный калибр (рис. 132) получается однобокий лампас, дающий закат после кантовки полосы. Это явление не только приводит к поверхностным дефектам, но и резко снижает производительность блюминга из-за трудностей задачи перекошенной полосы в калибр. Во избежание этого необходимо устанавливать минимально возможный допуск на ромбичность поперечного сечения слитков.

Подрезы полосы буртами валков имеют место в случае рыхлых концов полосы, не имеющих правильной геометрической формы, при неточной задаче полосы в калибр, из-за неустойчивости полосы на рольганге, неточной установки линеек и пр.

Следы от насечки валков в большей или меньшей степени остаются при прокатке как крепких, так и мягких сталей. Укоренившееся мнение о том, что насечка на валках безвредна при прокатке мягких сталей, не совсем соответствует действительности. Фактически при прокатке мягких сталей в большинстве случаев требования к качеству поверхности сравнительно низкие и поверхность, полученная при прокатке с насечками, удовлетворяет этим требованиям. Однако при прокатке мягких сталей с высокими требованиями к качеству поверхности (заклепочная, стали для глубокой штамповки и др.) состояние поверхности валков имеют не меньшее значение, чем при прокатке крепких сталей. Поэтому желательно обходиться без насечек на валках. Это вполне возможно при умеренных режимах обжатий, и многие советские блюминги работают без насечек.

На ММК для сокращения обрезки слитков кипящей стали перед непрерывным заготовочным станом установили поворотное устройство, позволяющее задавать блюмы в валки стана задним здоровым концом, полученным из нижней части слитка, и устранить застревания в стане из-за рыхлости передних концов.

Это позволило уменьшить обрезь на 5% от веса слитка. Металл, ранее уходивший в обрезь, в большинстве случаев удовлетворяет требованиям ГОСТа. В противном случае одна или несколько головных заготовок каждого слитка отделяются от плавки для использования по другому назначению.

Поворот блюмов задним концом вперед целесообразен не только при прокатке мелких заготовок. Он выгоден и при прокатке заготовок более крупных сечений, где разрыхление головного конца почти не опасно. В этом случае поворот блюмов целесообразен по соображениям раскря. При этом заметим, что поворачивать желательно именно блюмы перед непрерывным заготовочным станом, а не слитки на поворотном столе перед блюмингом. В противном случае прокатку слитков на блюминге пришлось бы вести нижним, более толстым концом вперед.

Поясним это на следующем примере. Плоские заготовки сечением 210×85 мм и длиной 8—9,3 м из стали 08кп прокатываются из слитков весом 7 т с головной обрезью 5%. Длина годового раската получается в среднем 45,5 м. В соответствии с требованиями к металлу по макроструктуре две головных заготовки каждого слитка отделяются на заказы менее ответственного назначения.

Раскрой ведется по схеме 3 шт. \times 9,3 м + 2 шт. \times 8,8 м, причем первые три заготовки режутся с использованием упора, а оставшаяся часть полосы — пополам «на глаз». Если раскрой начинать с головной части, то мерными получаются заготовки пониженного качества. Таким образом, целесообразно поворачивать блюмы перед непрерывным заготовочным станом и начинать раскрой с нижнего конца слитка.

Усадочная раковина, песочины, ликвация и подобные дефек-

ты внутреннего строения слитка являются дефектами чисто металлургического происхождения и не могут быть исправлены в процессе прокатного передела. Чтобы удовлетворить требования ГОСТов по внутреннему строению слитков спокойной стали, приходится обрезать головную часть слитков в размерах 12—18% и более в зависимости от марки стали, типа слитка и т. д.

Обрезь уменьшают, если есть потребность в металле для изделий, к которым не предъявляются высокие требования по внутреннему строению. На блюминге № 3 ММК на некоторых марках стали вместо 12—14% от головной части обрезают только 6%. Головная заготовка весом 420—560 кг, получающаяся из неудаленной обреза, отделяется от плавки и используется для штамповки шаров шаровых мельниц, пробок для закрывания отверстий изложниц и пр. Остальная часть слитка, как и обычно, идет по прямому назначению.

Отходы металла при прокатке заготовок и слябов состоят из следующих статей:

1) угар металла при нагреве в колодцах, при прокатке и при охлаждении;

2) недокаты и свертыши при прокатке слитков на блюминге;

3) обрезь головной и нижней частей слитков и зачистка концов заготовок после прокатки на заготовочном стане;

4) обрезь при раскrose заготовок и слябов на мерные длины;

5) отходы при зачистке поверхностных дефектов;

6) брак по поверхности, внутренней структуре и пр.

Угар металла при нагреве в колодцах зависит от многих факторов, которые здесь не рассматриваются. Отметим только, что угар резко уменьшается с улучшением организации производства. Так, при ритмичной работе блюминга уменьшаются случаи пересиживания в колодцах готового к выдаче металла и угар уменьшается. Хорошая организация продвижения плавок, выпуск плавок по графику, быстрое «раздевание» и посад увеличивают температуру посадки слитков и уменьшают угар.

Контрольные взвешивания слитков горячего посада до нагрева и после него показали, что угар металла обычно не превышает 1%. При нагреве холодных слитков угар больше и резко увеличивается при оплавлении окислы со слитков. Недокаты и свертыши при прокатке на блюминге получаются по следующим причинам: а) недостаточный и неравномерный нагрев слитка перед прокаткой; б) значительная ромбичность холодного слитка; в) плохая головная часть слитков; г) неправильная настройка валков; д) отключения автоматов при уже раскатанном слитке. Длительный опыт передовых отечественных блюмингов показывает, что брак по этим причинам может не превышать 0,015—0,025%.

Обрезь головных концов слитков в зависимости от вида и марки стали составляет 3—14% для углеродистых, увеличиваясь для легированных сталей до 15—18% и больше. Обрезь

нижней части находится обычно в пределах 1,5—4% в зависимости от формы слитка и марки стали.

На многих заводах в балансе металла не учитываются отходы при зачистке поверхностных дефектов на заготовках и слябах. Контрольные взвешивания заготовок перед зачисткой ручными автогенными резаками и пневматическими молотками и после показали, что отходы металла составляют до 1% и даже больше в случае значительного количества пороков.

Количество отходов в виде брака по поверхностным дефектам и внутренней структуре в значительной степени зависит от многих конкретных условий данного производства (марки стали, типа изложниц, технологии разлива, нагрева и пр., наличия достаточных зачистных средств, соотношения между производительностью сталеплавильного производства и блюминга и т. д.).

ГЛАВА VI

РАСЧЕТ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ ПРОКАТКИ НА БЛЮМИНГАХ

29. ОБЩИЕ ПОЛОЖЕНИЯ

Производительность блюминга и условия его эксплуатации в значительной мере зависят от выбранных режимов прокатки, т. е. от величины и распределения обжатий и скоростей по пропускам, от скоростей вспомогательных механизмов и характера их взаимодействия с рабочими валками стана. Все это, в свою очередь, определяет режим работы станových двигателей, их нагрузку по пропускам и среднеквадратичный ток. Условия службы узлов и деталей стана также зависят от режима работы блюминга.

Итак, каждому сочетанию обжатий и скоростей при прокатке на блюминге соответствует определенный динамический режим двигателей и деталей стана. Очевидно, это сочетание не должно вызывать опасных нагрузок деталей стана и двигателей.

В практике проектирования технологических процессов для новых станов, расчета производительности существующих, анализа передовых методов труда и рационализации работы станов исходят из некоторых общих положений, общепринятых допущений и расчетов.

Порядок расчета обычно таков. Сначала устанавливается схема обжатий, чаще всего на основании хорошо работающих практических калибровок аналогичных станов.

Далее производится проверка выбранных обжатий по проверочной способности данного двигателя. Для этого рассчитываются статические моменты прокатки по пропускам, например

$$M = P(\psi \sqrt{\Delta HR} + fd) \frac{1}{\varphi} + M_{\text{хх}}, \quad (\text{VI.1})$$

и сопоставляются с крутящим моментом, допускаемым двигателем,

$$M_{\text{доп}} = \frac{1}{\theta} M_{\text{м}} - M_{\text{а}}, \quad (\text{VI.2})$$

где M — полный статический момент прокатки с учетом момента трения в шейках и к. п. д. передачи φ ;

$M_{\text{м}}$ — максимальный момент двигателя, принимаемый обычно равным $2,5 M_{\text{н}}$ ($M_{\text{н}}$ — номинальный момент двигателя);

$M_{\text{а}} = \frac{GD^2}{375} a = \delta a$ — динамический момент при разгоне двигателя с ускорением a , аналогично

$$M_{\text{б}} = \frac{GD^2}{375} b = \delta b,$$

$M_{\text{б}}$ — динамический момент при торможении двигателя;

θ — коэффициент, учитывающий ослабление магнитного потока электродвигателя, работающего при скорости, превышающей основную (номинальную) скорость двигателя

$$\theta = \frac{n}{n_{\text{н}}} \geq 1,$$

при прокатке со скоростью, не превышающей основную скорость, ($n \leq n_{\text{н}}$) принимается $\theta = 1$;

ψ — коэффициент плеча равнодействующей давления в очаге деформации.

Сопоставление статических моментов по пропускам с допускаемым моментом должно удовлетворять условию $M \leq M_{\text{доп}}$. Если это условие не удовлетворяется, то схема обжатий соответственно корректируется.

Одновременно должна быть проведена проверка деталей стана на прочность с учетом максимальных давлений на валок и максимальных крутящих моментов.

Далее переходят к расчету пауз между пропусками t_{x} и слитками T_0 и затем к расчету машинного времени пропусков.

Для расчета машинного времени пользуются общепринятой схемой изменения скорости во времени для каждого пропуска реверсивного стана. Для упрощения расчетов ускорения рабочих валков как при разгоне, так и при торможении принимаются постоянными.

Упрощенная скоростная схема одного пропуска на реверсивном стане представлена на рис. 133, а, при следующих обозначениях:

$n_{\text{у}}$ — число оборотов ускоряющихся валков в момент входа полосы в валки;

$n_{\text{п}}$ — некоторое максимальное число оборотов валков с полосой, достигнутое в данном пропуске;

$n_{\text{з}}$ — число оборотов валков, вращающихся с замедлением в момент выхода полосы из валков;

$t_{\text{р}}$ — период раскручивания валков вхолостую;

$t_{\text{у}}$ — » ускорения валков с полосой;

t_n — период прокатки с постоянной скоростью;
 t_3 — » замедления вращения валков с полосой;
 t_0 — » от выхода полосы из валков до их остановки;
 t_m — машинное время пропуска;
 τ — полный цикл вращения валков за пропуск (цикл пропуска).

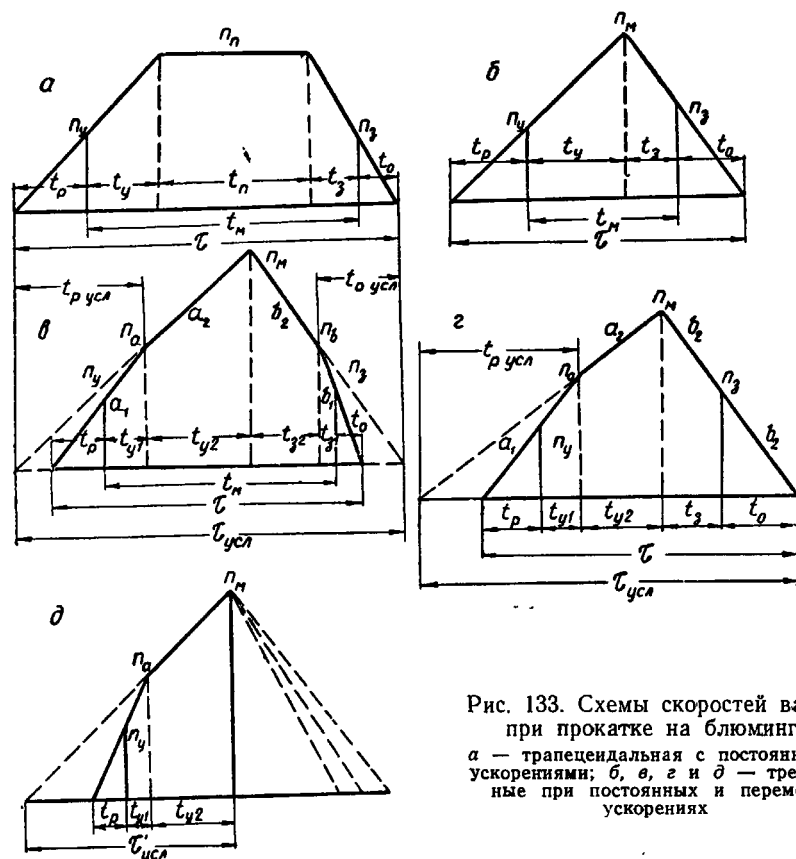


Рис. 133. Схемы скоростей валков при прокатке на блюминге:
а — трапециевидная с постоянными ускорениями; б, в, г и д — треугольные при постоянных и переменных ускорениях

При прокатке коротких полос периода прокатки с постоянной скоростью может не быть, тогда упрощенная скоростная схема примет вид, представленный на рис. 133, б. Максимальная скорость в этом случае обозначена через n_m .

Значения скоростей n_y , n_n и n_3 в практике работы реверсивных станов изменяются в широких пределах. Выбор этих скоростей для каждого пропуска является основной отличительной чертой как методов работы операторов станов, так и теоретических методов расчета режимов прокатки.

При выбранных n_y , n_n и n_3 расчет машинного времени пропуска производится по следующим общеизвестным формулам.

Период ускорения валков с полосой

$$t_y = \frac{n_n - n_y}{a}, \quad (VI.3)$$

где a — постоянное ускорение, об/мин/сек.

Период замедления валков с полосой

$$t_3 = \frac{n_n - n_3}{b}, \quad (VI.4)$$

где b — постоянное ускорение торможения, об/мин/сек.

Период прокатки с постоянной скоростью выражается через часть длины полосы, прокатанной в этом периоде,

$$t_n = \frac{L_n}{v_n} = \frac{L_1 - (L_y + L_3)}{v_n},$$

где L_1 — полная длина полосы после пропуска;

L_y , L_n и L_3 — части длины полосы, прокатанные соответственно в периоды ускорения, постоянной скорости и замедления.

Если путь, проходимый рабочими валками в течение машинного времени, и соответствующие его периоды обозначить через N_1 , N_y , N_n и N_3 оборотов ($N_1 = \frac{L_1}{\pi D_p}$ об. и т. д.), то выражение для периода постоянной скорости удобнее иметь в виде

$$t_n = \frac{N_n}{n_n} 60 = \frac{N_1 - (N_y + N_3)}{n_n} 60. \quad (VI.5)$$

Число оборотов валков за период ускорения

$$N_y = \frac{n_y + n_n}{2 \cdot 60} \cdot t_y = \frac{n_y + n_n}{2 \cdot 60} \cdot \frac{n_n - n_y}{a} = \frac{n_n^2 - n_y^2}{120a}. \quad (VI.6)$$

Число оборотов валков за период замедления

$$N_3 = \frac{n_n + n_3}{2 \cdot 60} \cdot t_3 = \frac{n_n + n_3}{2 \cdot 60} \cdot \frac{n_n - n_3}{b} = \frac{n_n^2 - n_3^2}{120b}. \quad (VI.7)$$

Подставляя уравнение (VI.6) и (VI.7) в (VI.5), получим

$$t_n = \frac{N_1 - \frac{n_n^2 - n_y^2}{120a} - \frac{n_n^2 - n_3^2}{120b}}{n_n} 60. \quad (VI.8)$$

Машинное время пропуска

$$t_m = t_y + t_n + t_3. \quad (VI.9)$$

Подставляя значения из выражений (VI.3), (VI.4) и (VI.8) в (VI.9), получим

$$t_m = \frac{n_n - n_y}{a} + \frac{n_n - n_3}{b} + \frac{N_1 - \frac{n_n^2 - n_y^2}{120a} - \frac{n_n^2 - n_3^2}{120b}}{n_n} 60. \quad (VI.10)$$

Рассчитав машинное время по пропускам, находят период прокатки, как сумму машинного времени по пропускам, пауз между пропусками и паузы между слитками T_0 .

$$T = \Sigma t_m + \Sigma t_x + T_0. \quad (VI.11)$$

Возможность длительной работы с вычисленным периодом определяется проверкой двигателя на нагрев по известной формуле для среднеквадратичного момента

$$M_{кв} = \sqrt{\frac{\Sigma M_i^2 t_i}{T}} \leq M_n. \quad (VI.12)$$

где t_i — время каждого периода пропуска, отличающегося величиной момента;

M_i — момент, соответствующий времени t_i .

На рис. 134 приведена диаграмма моментов, изменяющихся по периодам пропуска.

Величина момента в каждом периоде определяется по равенствам

$$\left. \begin{aligned} M_p &= M_a + M_x \\ M_y &= M + M_a \\ M_n &= M, \\ M_3 &= M - M_b, \\ M_0 &= M_x - M_b. \end{aligned} \right\} \quad (VI.13)$$

При вычислении среднеквадратичного момента на тех участках диаграммы,

где $n > n_n$, необходимо моменты увеличить в отношении θ , как это показано пунктиром на рис. 134.

Приблизительно средняя величина момента на участках $t_{y\theta}$ и $t_{3\theta}$ определяется как среднеквадратичное крайних значений

$$M_\theta^2 = \frac{1}{3} M_i^2 (\theta^2 + \theta + 1), \quad (VI.14)$$

а соответствующий период времени при ускорении равен

$$t_{y\theta} = \frac{n_n - n_n}{a} = \frac{n_n}{a} (\theta - 1). \quad (VI.15)$$

Тогда

$$M_{y\theta}^2 t_{y\theta} = \frac{n_n}{3a} M_y^2 (\theta - 1) (\theta^2 + \theta + 1) = \frac{n_n}{3a} (\theta^3 - 1) M_y^2. \quad (VI.16)$$

Аналогично для периода торможения с ускорением b

$$t_{3\theta} = \frac{n_n - n_n}{b} = \frac{n_n}{b} (\theta - 1) \quad (VI.17)$$

и

$$M_{3\theta}^2 t_{3\theta} = \frac{n_n}{3b} (\theta^3 - 1) M_3^2. \quad (VI.18)$$

В существующих установках цикл (период) прокатки, а следовательно, и производительность стана чаще всего ограничиваются условиями нагрева двигателя. При существующих теоретических методах расчета это обнаруживается лишь в конце довольно кропотливых вычислений и в случае перегрева двигателя ($M_{кв} > M_n$) приходится делать полный перерасчет на другой, менее интенсивный режим прокатки.

Отсюда вытекают и требования к теоретическому методу расчета режимов прокатки. Прежде всего, такой метод должен позволять выбирать оптимальные режимы прокатки в двух принципиально различных случаях:

1) когда при прокатке в минимальное число пропусков наименьший цикл прокатки обуславливается лишь наивыгоднейшим использованием скоростей механизмов стана (при выборе нового двигателя или при двигателе заведомо достаточной мощности);

2) когда наименьший цикл прокатки определяется нагревом двигателя (при заданном двигателе ограниченной мощности).

Если в первом случае скоростной режим является главным образом функцией минимально необходимых пауз, то во втором случае, наоборот, паузы могут оказаться функцией оптимального скоростного режима, определяемого в свою очередь условиями минимального нагрева двигателя. В последнем случае теоретический метод должен позволить также определить оптимальное число пропусков и рациональное распределение обжатий по пропускам, обеспечивающие полное использование мощности двигателя с минимальными тепловыми потерями. При этом каждый оптимальный параметр каждого пропуска должен рассчитываться аналитически сразу, а не путем произвольного подбора и сопоставления результатов нескольких перерасчетов.

Таким образом, в зависимости от конкретных условий установление оптимального режима прокатки должно производиться тем или другим методом. Рассмотрим оба эти метода.

30. ОПТИМАЛЬНЫЕ РЕЖИМЫ ПРОКАТКИ ИЗ УСЛОВИЯ МИНИМАЛЬНОГО ЦИКЛА

Этот метод применяется при достаточной мощности двигателя и базируется на рациональной калибровке в минимальное число пропусков.

Основная задача метода состоит в установлении оптимально-

го скоростного режима, определяющего продолжительность машинного времени и пауз. Поскольку машинное время и паузы связаны друг с другом скоростным режимом, то оптимальные значения скоростей должны выбираться из условия минимума цикла пропусков, включающих в себя и машинное время и паузы.

Теоретический анализ условия минимума суммы машинного времени и пауз показывает, что, чем меньше паузы между пропусками, тем меньше сумма циклов пропусков, несмотря на увеличение суммы машинного времени [110; 122]. Поэтому в основе получения минимального цикла прокатки лежат минимально необходимые паузы, определяемые скоростью работы вспомогательных механизмов (нажимное устройство, рабочие рольганги, манипуляторы). О редких исключениях из этого общего правила, имеющих место тогда, когда в момент загрузки стана ускорения главного привода снижаются, будет сказано ниже.

Отсюда следует, что оптимальные скорости выхода полосы из валков в предыдущем пропуске и входа в последующем должны быть рассчитаны по паузе между этими пропусками, а не из условия минимума машинного времени. Из последнего условия рассчитывается лишь максимальная скорость пропуска в зависимости от длины полосы и скоростей ее входа и выхода, определяемых паузой.

При всех прочих равных условиях минимальными машинное время, а также цикл пропуска будут тогда, когда постоянная скорость n_n (рис. 133, а) достигнет своего максимально возможного значения n_m (рис. 133, б) и трапецидальная схема скоростей превратится в треугольную.

Максимальная скорость. Для расчета максимальной скорости, являющейся оптимальной из условия минимума цикла пропуска, выведены формулы для всех возможных скоростных схем прокатки, в том числе и для непрерывно связанных реверсивных клетей (слябинги и т. п.) [110].

Общее выражение для максимальной скорости в пропуске при любом числе изменений ускорения и замедления валков

$$n_m = \sqrt{60 k_{усл} N_{усл}}, \quad (VI.19)$$

где $k_{усл}$ — среднее условное ускорение, определяемое по верхним значениям ускорений a_n и b_n :

$$k_{усл} = \frac{2a_n b_n}{a_n + b_n}; \quad (VI.20)$$

$N_{усл}$ — полное число оборотов валков за условный цикл пропуска при верхних значениях ускорений (рис. 133, в):

$$N_{усл} = N_1 - (N_{y1} + N_{y2} + \dots + N_{y_{n-1}} + N_{z1} + N_{z2} + \dots + N_{z_{n-1}}) + \frac{n_a^2}{120a_n} + \frac{n_b^2}{120b_n}; \quad (VI.21)$$

N_1, N_{y1}, N_{z1} и т. д. — полная длина полосы и длины ее частей, прокатанных в отдельные периоды пропуска, выраженные в оборотах;

n_a и n_b — скорости в момент перехода к верхним значениям ускорения и замедления;

$$N_1 = \frac{L_1}{\pi D_p}; \quad N_{y1} = \frac{n_{y2}^2 - n_{y1}^2}{120a_1}; \quad N_{y2} = \frac{n_{y3}^2 - n_{y2}^2}{120a_2} \text{ и т. д.} \quad (VI.22)$$

Так, например, при двух ускорениях a_1, a_2 и замедлениях b_1, b_2 выражение для максимальной скорости получит вид (рис. 133, в)

$$n_m = \sqrt{120 \frac{a_2 b_2}{a_2 + b_2} \left(N_1 - \frac{n_a^2 - n_y^2}{120a_1} - \frac{n_b^2 - n_s^2}{120b_1} + \frac{n_a^2}{120a_2} + \frac{n_b^2}{120b_2} \right)}; \quad (VI.23)$$

при двух ускорениях и постоянном замедлении b (рис. 133, г)

$$n_m = \sqrt{120 \frac{a_2 b}{a_2 + b} \left(N_1 - \frac{n_a^2 - n_y^2}{120a_1} + \frac{n_a^2}{120a_2} + \frac{n_s^2}{120b} \right)}; \quad (VI.24)$$

при постоянном ускорении и замедлении (рис. 133, б)

$$n_m = \sqrt{120 \frac{ab}{a + b} \left(N_1 + \frac{n_y^2}{120a} + \frac{n_s^2}{120b} \right)}; \quad (VI.25)$$

при двух ускорениях и выбросе полосы в период разгона (рис. 133, д)

$$n_s = n_m = \sqrt{120a_2 \left(N_1 - \frac{n_a^2 - n_y^2}{120a_1} + \frac{n_a^2}{120a_2} \right)}. \quad (VI.26)$$

Аналогично можно написать выражения для любых других скоростных схем прокатки, а также для слябинга, имеющего непрерывно связанные вертикальные валки [110].

Ускорения валков. Изменение величин ускорения a и замедления b в течение пропуска обычно обуславливается изменением нагрузки на двигатель: ускорение уменьшается с увеличением перегрузки двигателя. При достаточной мощности двигателя можно работать с постоянными максимальными для данной установки ускорениями, что сократит цикл пропуска. Продолжительность цикла пропуска при постоянных ускорениях выражается следующей формулой (рис. 133, б):

$$\tau = \frac{n_m}{a} + \frac{n_m}{b} = \frac{2n_m}{k} = \sqrt{\frac{240}{k} \left(N_1 + \frac{n_y^2}{120a} + \frac{n_s^2}{120b} \right)}, \quad (VI.27)$$

из которой следует, что при заданных скоростях входа и выхода полосы из валков минимальным цикл пропуска будет при треугольной скоростной схеме с постоянными ускорениями тог-

да, когда среднее ускорение $k = \frac{2ab}{a+b}$ будет максимальным.

Однако при данном среднем ускорении соотношение между ускорением a и замедлением b также может влиять на продолжительность цикла пропуска в зависимости от заданных скоростей входа n_y и выхода n_z .

Так, например, если значение b выразить через k и a и подставить в формулу (VI.27), то получим

$$\tau = \sqrt{\frac{4}{k} \left(60N_1 + \frac{n_z^2}{k} + \frac{n_y^2 - n_z^2}{2a} \right)}. \quad (\text{VI.28})$$

Анализируя уравнение (VI.28) при данных значениях длины полосы N_1 и среднего ускорения k , можно сделать следующие выводы (рис. 135):

1. При $n_y = n_z$ соотношение $\frac{b}{a}$ не влияет на длительность цикла пропуска.

2. При $n_y < n_z$ цикл пропуска убывает с уменьшением ускорения a .

3. При $n_y > n_z$ цикл пропуска возрастает с уменьшением ускорения a .

Операторы блюмингов чаще всего работают с малыми скоростями захвата n_y и сравнительно высокими скоростями выхода n_z . Поэтому работа при ускорениях $a < b$ оправдывается с точки зрения получения минимума цикла пропусков и снижения максимального момента. Однако при этом значительно увеличивается машинное время пропуска и сильно возрастает среднеквадратичная нагрузка на двигатель.

Исследование режимов работы реверсивных станков показывает, что в целях сокращения нагрузки на двигатель необходимо работать на

высоких скоростях захвата и пониженных скоростях выброса слитка из валков. В этом случае минимальная продолжительность цикла будет при равенстве ускорений $a = b$ (рис. 135), а наименьшие значения продолжительности цикла и машинного времени будут при $n_y = n_z$.

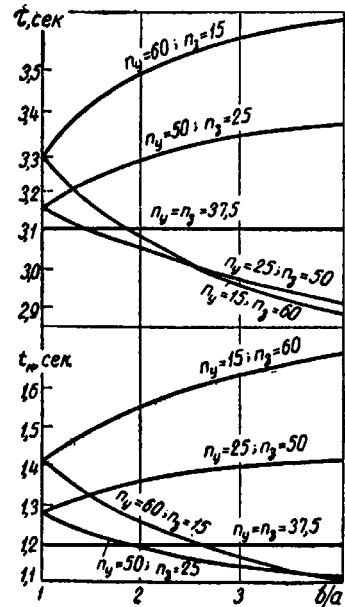


Рис. 135. Влияние соотношения между ускорением и замедлением на машинное время и цикл пропуска ($k = 40$ об/мин/сек, $N_1 = 1$ об.)

Уменьшение скоростей входа и выхода сокращает цикл пропуска. Наименьшие значения этих скоростей определяются минимально необходимыми паузами между пропусками, т. е. величинами периодов t_p и t_0 . Поэтому влияние изменения отношения $\frac{b}{a}$ при постоянном среднем ускорении k должно изучаться исходя из постоянства t_p и t_0 :

$$\frac{n_y}{a} = t_p = \text{const} \text{ и } \frac{n_z}{b} = t_0 = \text{const}, \quad (\text{VI.29})$$

или в более общем случае

$$t_x = \frac{n_y}{a} + \frac{n_z}{b} = \text{const}, \quad (\text{VI.30})$$

т. е. из постоянства холостого хода цикла пропуска.

Из анализа уравнений (VI.28) и (VI.30) следует, что при $n_y = n_z$ и заданном среднем ускорении k продолжительность цикла пропуска и машинное время не зависят от отношения $\frac{b}{a}$ и являются минимальными

при заданном холостом ходе. При уменьшении или увеличении скорости входа по сравнению со скоростью выхода цикл пропуска и машинное время во всех случаях будут увеличиваться с ростом отношения $\frac{b}{a}$. Уменьшение времени холостого хода пропуска сокращает продолжительность цикла и увеличивает машинное время, т. е. последние сближаются. Графически это представлено на рис. 136 (t_m, t_m' — при $t_x = 2$ сек.; t_m', t_m' — при $t_x = 1$ сек.).

Условие минимума цикла пропуска легко получить аналитически из равенств (VI.27) и (VI.30). После несложных математических выкладок и приравнивания нулю первой производной от выражения для τ по n_z получим

$$n_y = n_z = \frac{1}{2} k t_x, \quad (\text{VI.31})$$

т. е. минимальный цикл пропуска зависит от среднего ускорения и не зависит от соотношения $\frac{b}{a}$.

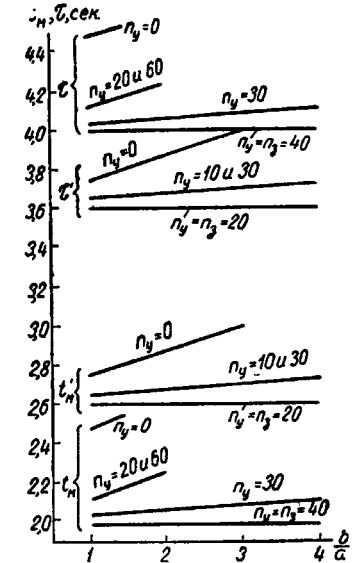


Рис. 136. Влияние отношения $\frac{b}{a}$ на t_m и τ при постоянном холостом ходе при $t_x' = 1$ сек. и $t_x = 2$ сек.

Скорости входа и выхода. Для получения минимального цикла пропуска нужно скорость выхода полосы в предыдущем пропуске и скорость входа в последующем (n'_y на рис. 137) определить из минимально необходимой паузы между этими пропусками t_x с таким расчетом, чтобы время реверсирования $t_{рев}$ соответствовало этой паузе

$$t_{рев} = \frac{n_3}{b} + \frac{n'_y}{a} = t_x. \quad (VI.32)$$

С ростом скоростей n_3 и n'_y увеличится время реверсирования, а следовательно, и пауза, что приведет к увеличению про-

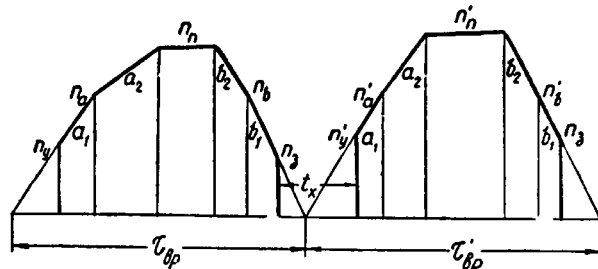


Рис. 137. Взаимосвязь машинного времени и времени пауз

должительности прокатки. Уменьшение скоростей приводит к увеличению машинного времени, а следовательно, и продолжительности прокатки. Кроме того, чрезмерное увеличение скорости выброса может увеличить время, необходимое для возвращения полосы рольгангом к валкам в такой степени, что пауза окажется еще большей, чем время реверсирования валков.

Полное использование минимально необходимой паузы на реверсирование валков по формуле (VI.32) возможно при различных соотношениях φ_1 между скоростью выхода полосы из предыдущего пропуска n_3 и скоростью входа в последующий n'_y . Из условия минимума продолжительности прокатки наиболее выгоднейшее отношение φ_1 , как и в предыдущем случае (VI.31), для треугольных диаграмм скоростей будет

$$\varphi_1 = \frac{n'_y}{n_3} = 1, \quad (VI.33)$$

а при трапецидальных диаграммах скоростей путем решения аналогичной задачи на минимум циклов пропусков получим

$$\varphi_1 = \frac{n'_y}{n_3} = \frac{n'_n}{n_n}. \quad (VI.34)$$

Отклонение отношения φ_1 от наиболее выгоднейшего, полученного по уравнениям (VI.33) и (VI.34), может увеличить циклы пропусков на 2—3, а иногда и до 8%.

Однако практически оптимальным отношением φ_1 является не то, при котором получается наименьшая продолжительность прокатки, согласно уравнениям (VI.33) и (VI.34), а отношение, при котором достигается наиболее ритмичная, а следовательно, и наиболее производительная работа операторов стана. Последнее условие может и не совпадать с теоретически наиболее выгодными условиями (VI.33) и (VI.34).

Тройное условие ритмичной и высокопроизводительной работы стана

Для обеспечения ритмичной работы операторов требуется соблюдение «тройного условия» (при паузах без кантовки): время работы нажимного устройства, рабочих рольгангов и время реверсирования валков должны быть равны друг другу

$$t_x = t_{рев} = t_{хр} = t_{н.у}. \quad (VI.35)$$

Тройное условие может быть обеспечено и при паузах с кантовкой, когда скорости n_3 и n'_y , рассчитываемые по минимально необходимой паузе (определяемой здесь не временем работы нажимного устройства $t_{н.у}$, а временем кантовки $t_{х-к}$) не превышают предельных значений. В последнем случае предельная скорость выброса ограничивается максимальной скоростью пропуска, а предельная скорость входа — условиями захвата.

Анализ многочисленных осциллограмм работы реверсивных станов показывает, что тройное условие является в большинстве случаев естественным методом работы передовых операторов.

Развернутое выражение для тройного условия, если скорость выхода полосы не превышает максимальной скорости рольганга, имеет вид

$$t_x = \frac{n_3}{b} + \frac{n'_y}{a} = \frac{v_3}{\mu g} \left(1 + \sqrt{\frac{\mu g}{j}} \right) = t_{н.у}, \quad (VI.36)$$

где μ — коэффициент трения между полосой и рольгангом;

j — ускорение рольганга;

g — ускорение силы тяжести.

При ускорении рольганга $j \geq \mu g$, а также при выбросе полосы на рольганг, ролики которого вращаются навстречу выходящей полосе, тройное условие записывается проще:

$$t_x = \frac{n_3}{b} + \frac{n'_y}{a} = \frac{2v_3}{\mu g} = t_{н.у}. \quad (VI.37)$$

Для удовлетворения тройного условия требуется прежде всего по известному времени работы нажимного устройства (или по времени кантовки при паузах с кантовкой) найти соответст-

вующую скорость выхода полосы из валков в предыдущем пропуске

$$n_3 = 0,5Ct_{н.у}, \quad (VI.38)$$

где C —среднее ускорение полосы на рольганге, отнесенное к рабочему диаметру валков:

$$C = \frac{120\mu g}{\pi D_p \left(1 + \sqrt{\frac{\mu g}{i}}\right)}. \quad (VI.39)$$

Скорость входа в последующем пропуске определится из выражения

$$n'_y = a \left(t_{н.у} - \frac{n_3}{b} \right). \quad (VI.40)$$

При паузах с кантовкой вместо $t_{н.у}$ нужно подставить $t_{х.к.}$

Таким образом, при заданной паузе скорость выхода полосы из валков в предыдущем пропуске зависит от ускорения полосы на рольганге и рабочего диаметра валков, а скорость входа в последующем пропуске, кроме того, от ускорений рабочих валков.

Скорости, выбранные на основании уравнений (VI.38) и (VI.40), обеспечивают ритмичную и высокопроизводительную работу операторов. Нарушение тройного условия увеличивает число операций, выполняемых операторами, нарушает ритм работы, быстрее утомляет операторов, увеличивает паузы и снижает производительность.

Все это наглядно показано на рис. 138, на котором представлено схематическое изображение осциллограмм скоростей: рабочих валков n_3 и n'_y , полосы на рабочих рольгангах PP и нажимного устройства HU в функции времени. На рис. 138, *а* приведена схема скоростей при осуществлении тройного условия, когда время на реверсирование валков (кривая n_3 n'_y), перемещение полосы рабочими рольгангами (кривая PP) и работу нажимного устройства (кривая HU) совпадают.

В случае, если ролики рольгангов постоянно вращаются навстречу выходящей полосе, оператор выполняет только три операции: реверсирование валков в момент, соответствующий на схеме точке 1, включение нажимного устройства — 2 и выключение нажимного устройства — 3. Все остальные операции осуществляются сами собой, а именно: в момент 4 нажимное устройство остановится, полоса рольгангом будет задана в валки, которые к этому времени разовьют скорость n'_y . В момент 5, соответствующий точке 1 предыдущего пропуска, начнется повторение операций перед следующим пропуском.

На рис. 138, *б* изображена схема, соответствующая случаю, когда скорость выброса больше, чем должна быть по тройному условию. Здесь будет $t_{х.р} > t_{н.у}$ и $t_{рев} > t_{н.у}$. Пауза получится

больше минимально необходимой и $T_2 > T_1$. В этом случае рольганги не успеют подать полосу к валкам к моменту достижения последними допускаемой скорости n'_y и валки придется приостанавливать, т. е. от оператора потребуются дополнительные операции по управлению главным приводом. Если валки не приос-

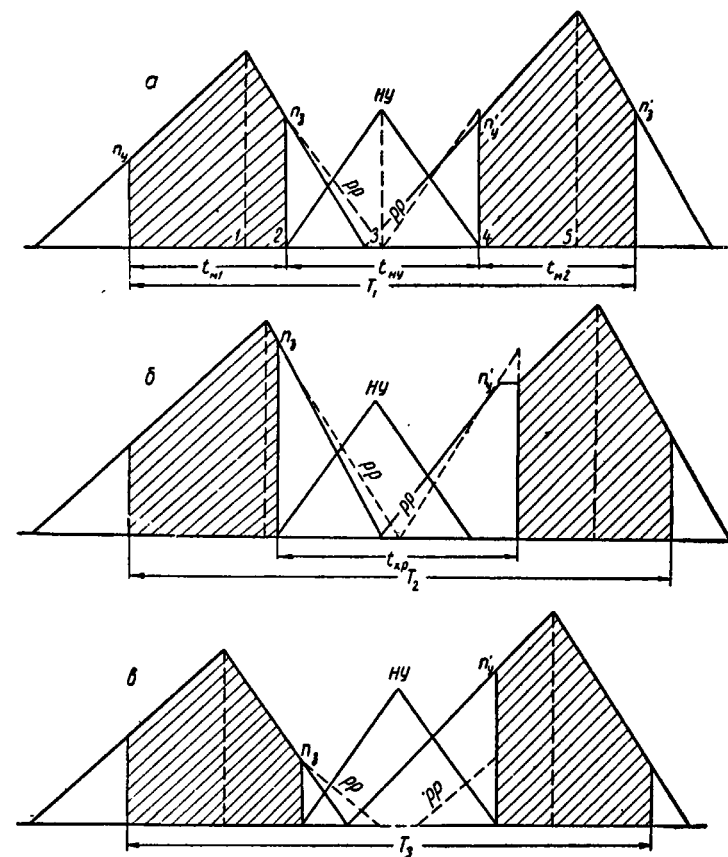


Рис. 138. Влияние скорости выброса n_3 на ритмичность работы операторов

танавливать, то скорость n'_y может оказаться больше допускаемой условиями захвата и полосу не захватит.

На рис. 138, *б* показан случай, когда n_3 меньше, чем требуется по тройному условию. Тогда при выдаче полосы на ролики рольганга, вращающиеся против хода прокатки, получится $t_{х.р} < t_{н.у}$. Для предупреждения преждевременной задачи полосы в валки потребуется либо задержка полосы на рольганге, либо транспортирование ее рольгангом от валков и к валкам. В обоих случаях необходимы дополнительные операции для уп-

равления рольгангом, что приведет к нарушению ритмичности работы и увеличит продолжительность прокатки, т. е. будет

$$T_3 > T_1.$$

Таким образом, скорости входа и выхода полосы из валков, определенные из тройного условия по формулам (VI.38) и (VI.40), обеспечивают действительно ритмичную и высокопроизводительную работу блюминга.

В зависимости от соотношения между ускорениями валков и рольганга тройное условие будет удовлетворяться при разном соотношении скоростей выхода полосы из валков в предыдущем пропуске и входа в последующем.

Определим связь между этими соотношениями из равенства (VI.36)

$$\frac{n_3}{b} + \frac{\varphi_1 n_3}{a} = \frac{\pi D_p n_3}{60 \mu g} \left(1 + \sqrt{\frac{\mu g}{j}} \right) = \frac{2n_3}{C}, \quad (\text{VI.41})$$

откуда

$$\frac{1}{b} + \frac{\varphi_1}{a} = \frac{2}{C} = \frac{a + b\varphi_1}{ab}.$$

Подставляя $k = \frac{2ab}{a+b}$, после преобразований получим

$$k = C \frac{1 + \varphi_1 \frac{b}{a}}{1 + \frac{b}{a}} \quad (\text{VI.42})$$

или

$$\varphi_1 = \frac{k}{C} \left(\frac{a}{b} + 1 \right) - \frac{a}{b}. \quad (\text{VI.43})$$

Уравнения (VI.42) и (VI.43) устанавливают связь между основными параметрами режима прокатки при тройном условии, которая представлена в виде графика на рис. 139.

Из анализа формул и графика следует, что при $\varphi_1 = 1$ и при любом отношении $\frac{b}{a}$ среднее ускорение валков должно быть равно среднему ускорению рольганга $k = C$.

При $k > C$ требуется и $\varphi_1 > 1$; при $k < C$ должно быть $\varphi_1 < 1$.

Среднее приведенное ускорение рольганга при $j < \mu g$ и коэффициенте трения $\mu = 0,25$ определится по формуле (VI.39) и будет равно $C = \frac{47}{D_p}$; или при рабочем диаметре блюминга, составляющем в среднем 940 мм, $C = 50$ об/мин/сек. Следовательно, и ускорение валков при оптимальном отношении $\varphi_1 = 1$ составит

$$k = C = \frac{47}{D_p}, \quad \text{или} \quad k D_p = 47 \text{ об/мин/сек} = \text{const.}$$

При $D_p = 940$ мм $k = 50$ об/мин/сек.

При других ускорениях полосы на рольганге соответственно изменится и константа $k D_p$.

Сохранение тройного условия ритмичной работы при других значениях величин, входящих в равенство (VI.41) (диаметр валков, ускорения, коэффициент трения и др.), обеспечивается изменением соотношения φ_1 в соответствии с формулой (VI.43) или графиком на рис. 139.

Так, например, если рабочий диаметр уменьшается, то увеличивается значение C и, следовательно, должно уменьшиться значение φ_1 . Если увеличивается среднее ускорение k , то должно увеличиться и φ_1 .

Посмотрим, при каком отношении φ_1 , с точки зрения тройного условия, можно обеспечить ритмичную работу на блюмингах, имеющих ускорение рабочих валков $a = 20$ и $b = 40$ об/мин/сек (старые установки). Поскольку среднее ускорение

$$k = \frac{2ab}{a+b} = \frac{2 \cdot 20 \cdot 40}{20+40} = 26,7 \text{ об/мин/сек,}$$

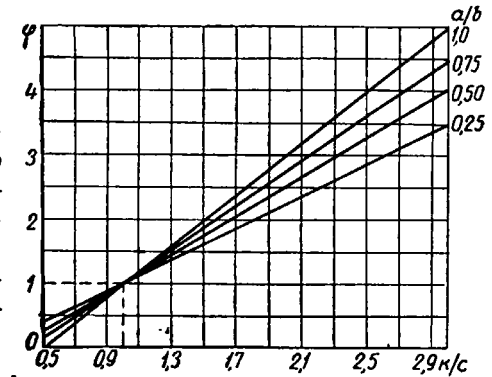


Рис. 139. График функции $\varphi_1 = f\left(\frac{\kappa}{c}, \frac{a}{b}\right)$

то, принимая $\mu = 0,25$ и $D_p = 940$ мм, получим приведенное ускорение рольганга $C = 50$ об/мин/сек. Тогда по формуле (VI.43) получим $\varphi_1 = 0,3$, т. е. $n_y = 0,3n_3$. Далее, если допустить величину паузы между пропусками без кантовки $t_x = 2$ сек. (т. е. достаточно большую паузу), то по выражению (VI.38), будем иметь $n_3 = 50$ об/мин и, следовательно, $n_y = 0,3n_3 = 0,3 \cdot 50 = 15$ об/мин. При меньших паузах скорость входа слитка в валки будет еще меньше. Таким образом, на старых блюмингах, где ускорения рабочих валков сравнительно невелики, условия захвата при правильной калибровке не ограничивают величины скоростей входа и, следовательно, тройное условие хорошо удовлетворяется.

Благоприятное соотношение параметров в старых установках обеспечивает тройное условие для всех пауз (кроме пауз с кантовкой) и определяет высокую ритмичность прокатки, которая достигается опытными операторами при ручном управлении станом.

У многих современных блюмингов среднее ускорение достигает 35—40 об/мин/сек. При паузах 1,2—1,5 сек. скорость входа, согласно тройному условию, не превысит 25—30 об/мин. В этих случаях ритмичность прокатки также легко соблюдается,

если обжатия на гладкой части бочки валков не превышает 70—75 мм (при $D_p = 900—1000$ мм).

Сравнительно невысокие ускорения в рассмотренных примерах и соответствующие им невысокие скорости захвата при малых паузах обуславливают повышенный нагрев двигателя. Последнее обстоятельство и ограничивает, чаще всего, возможность дальнейшего повышения производительности. Для уменьшения нагрева двигателя и, следовательно, повышения производительности стана требуется значительное повышение ускорений и скоростей захвата. Однако тройное условие позволяет увеличивать ускорения лишь в ограниченных пределах. При превышении этих пределов тройное условие нарушается и ритмичная работа при ручном управлении станом становится невозможной.

Расчеты показывают, что максимальное среднее ускорение блюминга, обеспечивающее еще ритмичную работу по тройному условию не превышает 60 об/мин/сек, если паузы без кантовки не превышают 0,8—1,0 сек. При этом скорости в период захвата увеличиваются до 35—40 об/мин (при $D_p = 950—1050$ мм), а обжатия из условий захвата получаются довольно умеренными.

Работа при ускорениях 80—100 об/мин/сек и более требует автоматического управления работой механизмов блюминга. В этих случаях скорости входа ограничиваются условиями захвата и достигаются валками ранее, чем слиток возвращается к валкам. В результате валки должны «ожидать» слиток на заранее установленной постоянной скорости и после захвата слитка получить дополнительный импульс на разгон со слитком. При ручном управлении это требует дополнительных операций, которые оператор при высокоскоростных режимах прокатки не будет успевать вовремя сделать.

Во всех случаях, когда тройное условие не может быть выполнено, должно сохраняться «двойное условие» — равенство времени возвращения слитка к валкам и времени работы нажимного устройства по уравнению (VI.36):

$$t_x = \frac{v_3}{\mu g} \left(1 + \sqrt{\frac{\mu g}{j}} \right) = t_{н.у.} \quad (VI.44)$$

В противном случае увеличится пауза или потребуются дополнительные операции с рольгангом.

При расчете оптимальных режимов прокатки из условия минимального цикла после определения скоростей входа и выхода в каждом пропуске рассчитывают максимальные скорости по формулам (VI.19) — (VI.26). Полученные скорости позволяют рассчитать машинное время по пропускам, которое вместе с минимально необходимыми паузами и составит период прокатки.

Частный случай. Однако не всегда минимальный пе-

риод прокатки получается при минимально необходимых паузах (даже при достаточной мощности двигателя).

Такие редкие исключения имеют место при переменных ускорениях в тех случаях, когда точки изменения ускорений совпадают со скоростями входа и выхода полосы из валков ($n_a = n'_y$; $n_b = n_3$) и верхние ускорения меньше нижних (рис. 140):

$$\alpha = \frac{a_y}{a_p} < 1 \quad \text{и} \quad \beta = \frac{b_3}{b_0} < 1. \quad (VI.45)$$

При этом оптимальные скорости выхода полосы из валков в предыдущем пропуске и входа в последующем также выводятся

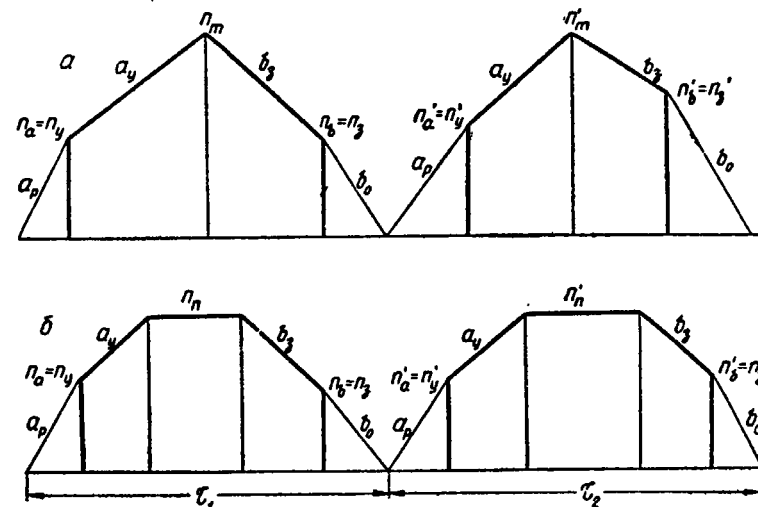


Рис. 140. Схемы скоростей при $n_a = n_y$ и $n_b = n_3$

из минимума циклов двух пропусков, связанных общей паузой. Приведем выражения для этих скоростей.

Для треугольной схемы скоростей (рис. 140, а):
при $n_3 = \text{const}$

$$n_y = \sqrt{\frac{60k_y \left(N_1 + \frac{n_3^2}{120b_3} \right)}{\frac{1}{(1-\alpha)^2} - \frac{k_y}{2a_y}}}; \quad (VI.46)$$

при $n'_y = \text{const}$

$$n_3 = \sqrt{\frac{60k_3 \left(N_1 + \frac{n_y'^2}{120a_y} \right)}{\frac{1}{(1-\beta)^2} - \frac{k_y}{2b_3}}}; \quad (VI.47)$$

при $n'_y = n_3$

$$n'_y = n_3 = \sqrt{\frac{60k_y N_1}{1 - \frac{k_y}{k_p} - 1}}. \quad (\text{VI.48})$$

Для трапецидальной схемы скоростей (рис. 140, б):
когда $n_3 = \text{const}$,

$$n_y = n_n \left(1 - \frac{a_y}{a_p}\right) = n_n (1 - \alpha); \quad (\text{VI.49})$$

когда $n'_y = \text{const}$,

$$n_3 = n_n \left(1 - \frac{b_3}{b_0}\right) = n_n (1 - \beta); \quad (\text{VI.50})$$

когда $n'_y = n_3$,

$$n'_y = n_3 = n_n \left(1 - \frac{k_y}{k_p}\right), \quad (\text{VI.51})$$

где k_y и k_p — соответственно верхнее и нижнее среднее ускорение.

По рассчитанным оптимальным скоростям при помощи уравнения (VI.32) определяется оптимальная пауза для рассматриваемого случая.

Конечно, формулы (VI.46) — (VI.51) лишь в частных случаях могут удовлетворять тройному условию и поэтому, как правило, не будут обеспечивать ритмичной работы стана. Однако при автоматическом управлении формулы (VI.46) и (VI.49), удовлетворяющие «двойному условию» (VI.44), могут быть использованы при расчете оптимальных скоростных режимов прокатки из условия минимального цикла.

Таким образом рассчитываются все основные зависимости, определяющие оптимальные скоростные режимы прокатки из условия минимального цикла при достаточной мощности двигателей стана.

Итак, при расчете скоростных режимов из условия получения минимального цикла прокатки прежде всего должна быть составлена калибровка с минимальным числом пропусков, затем рассчитываются скорости прокатки, как это было описано выше, и наконец определяются нагрузочные моменты по пропускам и делается проверка заданного двигателя по максимальному моменту и нагреву или же выбирается необходимый по расчету двигатель.

Если заданный двигатель не проходит по мощности, то требуется рассчитать новый режим прокатки из условия минимального нагрева двигателя по второму методу, который излагается ниже.

31. ОПТИМАЛЬНЫЕ РЕЖИМЫ ПРОКАТКИ ИЗ УСЛОВИЯ МИНИМАЛЬНОГО НАГРЕВА ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯ

При ограниченной мощности двигателя минимально возможный период прокатки слитка определяется не минимальными циклами отдельных пропусков, а нагревом двигателя.

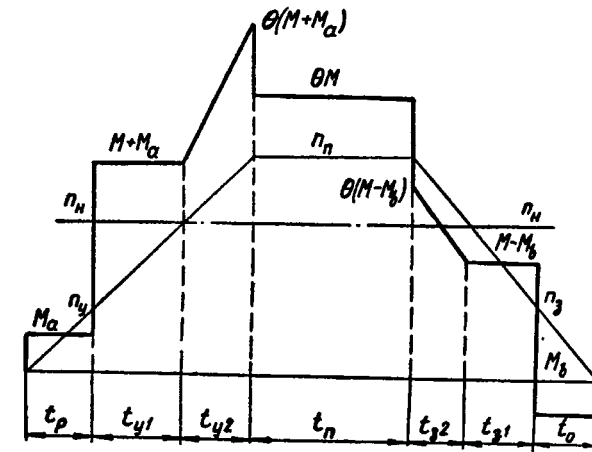


Рис. 141. Диаграмма моментов при трапецидальной схеме скоростей

На основании известной формулы для среднеквадратичного момента можно написать выражение для допускаемого периода прокатки по условию нагрева двигателя:

$$T = \frac{\Sigma \Sigma M^2 t}{M_n^2}, \quad (\text{VI.52})$$

где $\Sigma \Sigma M^2 t$ — сумма произведений $\Sigma M^2 t$ для всех пропусков;
 M_n — номинальный момент двигателя.

Очевидно, минимальный период прокатки будет при

$$[\Sigma \Sigma M^2 t]_{\min}.$$

Таким образом, нужно исследовать, при каких оптимальных значениях параметров прокатки будет $[\Sigma \Sigma M^2 t]_{\min}$. Эта сумма будет зависеть как от числа пропусков, так и от $\Sigma M^2 t$ каждого пропуска. При заданной калибровке, а следовательно, при данном числе пропусков, для получения $[\Sigma \Sigma M^2 t]_{\min}$ нужно получить $[\Sigma M^2 t]_{\min}$ в каждом пропуске, поэтому

$$[\Sigma \Sigma M^2 t]_{\min} = \Sigma [(\Sigma M^2 t)_{\min}].$$

Напишем выражение для $\Sigma M^2 t$ отдельного пропуска в развернутом виде при наиболее общей трапецидальной схеме ско-

ростей и постоянных ускорении валков стана a и замедлении b (рис. 141) [110].

$$\Sigma M^2 t = M_a^2 \cdot \frac{n_y}{a} + (M + M_a)^2 \frac{n_n - n_y}{a} + \xi^2 (M + M_a)^2 \frac{n_n - n_n}{a} + \\ + \frac{606^2 M^2}{n_n} \left(N_1 - \frac{n_n^2 - n_y^2}{120a} - \frac{n_n^2 - n_s^2}{120b} \right) + \xi^2 (M - M_b)^2 \frac{n_n - n_n}{b} + \\ + (M - M_b)^2 \frac{n_n - n_s}{b} + M_b^2 \frac{n_s}{b}, \quad (\text{VI.53})$$

где

$$\theta = \frac{n_n}{n_n} \quad \text{и} \quad \xi^2 = \frac{1}{3} (\theta^2 + \theta + 1).$$

Для упрощения формулы пренебрегаем моментом холостого хода ввиду его незначительности.

Из этого выражения следует, что $\Sigma M^2 t$ пропуска зависит от следующих параметров (при заданной нагрузке M):

- 1) скоростей n_n, n_n, n_y, n_s ;
- 2) ускорений рабочих валков a и b ;
- 3) динамических моментов: при ускорении валков M_a и торможении валков M_b . Последние, в свою очередь, являются функцией ускорений и махового момента стана

$$M_a = \frac{GD^2}{375} a = \delta a; \quad M_b = \frac{GD^2}{375} b = \delta b.$$

Величины θ и ξ , входящие в выражение (VI.53), суть функции n_n и n_n и не являются самостоятельными параметрами.

Оптимальная максимальная скорость в пропуске n_n . Изменение максимальной скорости n_n оказывает влияние как на продолжительность цикла пропуска τ , так и на допускаемый нагревом двигателя статический момент прокатки M или $\lambda = \frac{M}{M_n}$ (относительный, допускаемый нагревом момент).

При заданных длине полосы и скоростях ее входа и выхода из валков с увеличением n_n до n_m (при треугольной схеме скоростей) продолжительность цикла пропуска сокращается до минимума [110]. Однако наиболее эффективное сокращение времени имеет место при малых значениях n_n . По мере приближения n_n к n_m влияние увеличения n_n на τ резко уменьшается. На рис. 142 показана зависимость $\tau = f(n_n)$ при среднем ускорении рабочих валков

$$k = \frac{2ab}{a+b} = 40 \text{ об/мин/сек.}$$

Продолжительность цикла пропуска рассчитана по формуле [110]

$$\tau = \frac{N_1}{n_n} 60 + \frac{n_n}{k} (1 + \varphi^2), \quad (\text{VI.54})$$

где

$$\varphi = \frac{n_x}{n_n} \quad \text{и} \quad n_x = n_y = n_s.$$

Влияние n_n на допускаемый из условий нагрева двигателя момент прокатки M более сложно.

Выражение для допускаемого относительного момента при $n_n > n_n$ [110]

$$\lambda = \frac{M}{M_n} = \sqrt{\frac{\frac{30kN_1}{n_n^2} + \frac{1 + \varphi^2}{2} - \alpha^2 A}{\frac{30kN_1}{n_n^2} \theta^2 - \frac{1 - \varphi^2}{2} \theta^2 - \varphi + A}}, \quad (\text{VI.55})$$

где

$$A = \frac{1}{3} \left(\theta^2 + \frac{2}{\theta} \right) \quad \text{и} \quad \alpha^2 = \\ = \frac{M_a M_b}{M_n^2} = \left(\frac{\delta k}{M_n} \right)^2.$$

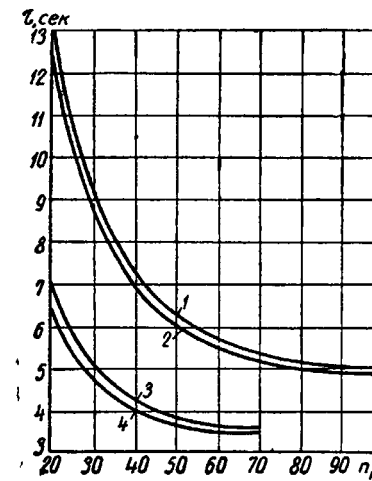


Рис. 142. Изменение цикла пропуска в функции максимальной скорости:

1 — $N_1 = 4$ об.; $n_x = 20$ об/мин;
2 — $N_1 = 100$; $n_x = 4$; $n_x = 0$;
3 — $N_1 = 98$; $n_x = 2$; $n_x = 20$;
4 — $N_1 = 72$; $n_x = 2$; $n_x = 0$;
 $n_m = 69.3$

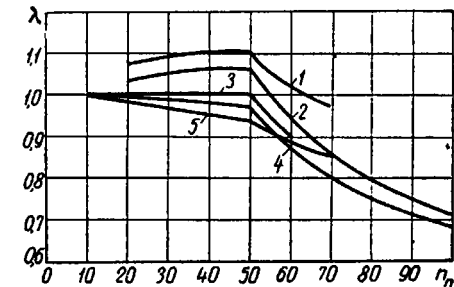


Рис. 143. Изменение допускаемого нагревом момента двигателя в функции максимальной скорости:

1 — $N_1 = 2$ об.; $n_x = 20$ об/мин; 2 —
 $N_1 = 4$ об.; $n_x = 20$ об/мин; 3 — $\varphi = \alpha^2$;
4 — $N_1 = 4$ об.; $n_x = 0$; 5 — $N_1 = 2$ об.;
 $n_x = 0$

При увеличении n_n числитель убывает быстрее, чем знаменатель. Следовательно, если $n_n > n_n$, то с увеличением n_n λ будет всегда уменьшаться.

В случае же $n_n \leq n_n$

$$\lambda = \sqrt{\frac{\frac{30kN_1}{n_n^2} + \frac{1 + \varphi^2}{2} - \alpha^2}{\frac{30kN_1}{n_n^2} + \frac{1 + \varphi^2}{2} - \varphi}}. \quad (\text{VI.56})$$

Отсюда следует, что (табл. 43 и рис. 143):

$$\begin{aligned} \text{при } \varphi = \alpha^2 \quad \lambda &= 1; \\ \text{» } \varphi < \alpha^2 \quad \lambda &< 1; \\ \text{» } \varphi > \alpha^2 \quad \lambda &> 1. \end{aligned}$$

С уменьшением n_n при любых значениях φ , λ приближается к единице, т. е. при $\varphi < \alpha^2$ λ будет расти, а при $\varphi > \alpha^2$ — убывать, приближаясь к 1. При работе с большими скоростями захвата ($n_y > 8$ об/мин. при $\alpha = 0,4$ и $n_y > 18$ об/мин при $\alpha = 0,6$) максимальный допус-

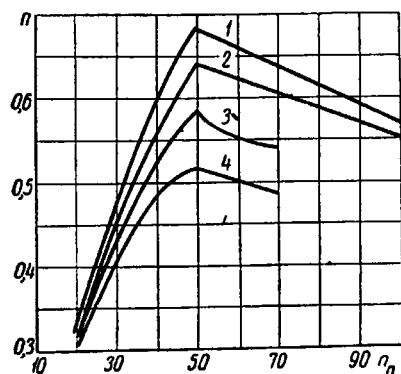


Рис. 144. Изменение показателя производительности в функции максимальной скорости:

- 1 — $N_1 = 4$ об.; $n_x = 20$ об/мин;
2 — $N_1 = 4$ об.; $n_x = 0$ об/мин;
3 — $N_1 = 2$ об.; $n_x = 20$ об/мин;
4 — $N_1 = 2$ об.; $n_x = 0$ об/мин

ся число пропусков (так как, жатие).

Учитывая, что продолжительности пропусков и допускаемые моменты при треугольной схеме скоростей минимальны, снижение максимальной скорости будет целесообразно в том случае, если увеличение τ при этом будет происходить в меньшей степени, чем увеличение M (или λ). Тогда, поскольку моменты пропорциональны обжатиям, число пропусков будет сокращаться быстрее роста их длительности, что даст большую производительность.

Следовательно, оптимальной будет такая максимальная скорость n_n , при которой показатель производительности [110]

$$П = \frac{N_1 \lambda}{\tau}$$

будет максимальным.

В табл. 43 и на рис. 144 приведены значения показателя про-

дуктаемого момента M всегда будет при $n_n = n_n$. При малых же скоростях захвата допускаемый момент растёт с уменьшением n_n .

Однако при данной максимальной скорости n_n значение λ всегда будет возрастать с увеличением скорости захвата.

Так как с увеличением скорости n_n продолжительность цикла пропуска τ уменьшается, то при повышенных скоростях захвата ($\varphi \geq \alpha^2$) вести прокатку при постоянной скорости $n_n < n_n$ нецелесообразно. Во всех остальных случаях с увеличением n_n наряду с уменьшением цикла пропусков, уменьшаются и допускаемые моменты прокатки, а следовательно, увеличивает-

чем меньше M , тем меньше об-

К выводу оптимальной скорости n_n (при $\kappa = 40$ об/мин/сек;
 $n_n = 50$ об/мин и $\alpha = 0,4$)

n_n об/мин	$N_1 = 4$ об.; $n_x = 0$			$N_1 = 4$ об.; $n_x = 20$ об/мин			$N_1 = 2$ об.; $n_x = 0$			$N_1 = 2$ об.; $n_x = 20$ об/мин		
	τ сек.	λ	об/сек	τ сек.	λ	об/сек	τ сек.	λ	об/сек	τ сек.	λ	об/сек
20	12,50	0,995	0,32	13,0	1,035	0,320	6,50	0,990	0,305	7,00	1,070	0,306
30	8,75	0,990	0,45	9,10	1,050	0,460	4,80	0,975	0,405	5,08	1,090	0,430
40	7,00	0,980	0,56	7,25	1,055	0,583	4,00	0,960	0,480	4,25	1,097	0,520
50	6,05	0,970	0,64	6,25	1,060	0,680	3,65	0,945	0,520	3,75	1,100	0,590
60	5,50	0,860	0,62	5,67	0,930	0,655	3,50	0,883	0,505	3,67	1,010	0,550
70	5,18	0,790	0,61	5,33	0,850	0,638	3,47	0,850	0,490	3,61	0,973	0,540
80	5,00	0,740	0,59	5,13	0,790	0,615	—	—	—	—	—	—
90	4,93	0,700	0,57	5,03	0,740	0,590	—	—	—	—	—	—
100	4,90	0,680	0,555	5,00	0,710	0,570	—	—	—	—	—	—
n_m		98			100			69,3			72	

изводительности, вычисленные при тех же значениях параметров, что и на рис. 142 и 143.

Наиболее высокий показатель производительности получился при $n_n = n_n = 50$ об/мин. Хотя при $n_n < n_n$ и $\varphi < \alpha^2$ имеет место незначительное увеличение λ , но при этом резко возрастает продолжительность прокатки, что делает нецелесообразным применение $n_n < n_n$.

Итак, при прокатке с ограниченной мощностью двигателя оптимальной максимальной скоростью в пропуске является номинальная скорость двигателя:

$$n_{n \text{ опт}} = n_n. \quad (\text{VI.57})$$

Подтвердим это примерами.

Пример 1. Дано $M = 150$ тм; $M_a = M_b = 40$ тм; $M_x = 3$ тм; $a = b = k = 40$ об/мин/сек, $N_1 = 1,5$ об.; $n_y = 0$, $n_a = 30$ и $n_n = 50$ об/мин.

Расчет произведем при трех различных максимальных скоростях: $n_n > n_n$; $n_n = n_n$ и $n_n < n_n$ (60, 50 и 40 об/мин). Вначале найдем $\Sigma M^2 t$ при $n_n = 60$ об/мин.

Периоды пропуска (см. рис. 141):

$$t_p = \frac{n_y}{a} = 0;$$

$$t_{y1} = \frac{n_n - n_y}{a} = 1,25 \text{ сек.};$$

$$t_0 = \frac{n_a}{b} = 0,75 \text{ сек.};$$

$$\begin{aligned}
t_{y2} &= \frac{n_{\Pi} - n_{\Pi}}{a} = 0,25 \text{ сек.}; \\
t_{31} &= \frac{n_{\Pi} - n_3}{b} = 0,5 \text{ сек.}; \\
t_{32} &= \frac{n_{\Pi} - n_{\Pi}}{b} = 0,25 \text{ сек.}; \\
t_y &= t_{y1} + t_{y2} = 1,5 \text{ сек.}; \\
t_3 &= t_{31} + t_{32} = 0,75 \text{ сек.}; \\
t_{\Pi} &= \frac{N_{\Pi}}{n_{\Pi}} 60 = \frac{N_1 - N_y - N_3}{n_{\Pi}} 60 = 0,19 \text{ сек.}; \\
\tau &= t_p + t_y + t_{\Pi} + t_3 + t_0 = 3,19 \text{ сек.}; \\
\theta &= \frac{n_{\Pi}}{n_{\Pi}} = \frac{60}{50} = 1,2; \\
\xi^2 &= \frac{1}{3} (\theta^2 + \theta + 1) = 1,21; \\
\xi &= 1,1.
\end{aligned}$$

Моменты по периодам пропуска:

$$\begin{aligned}
M_{y1} &= M + M_a = 190 \text{ тм}; \\
M_{y2} &= \xi (M + M_a) = 209 \text{ тм}; \\
M_{\Pi} &= \theta M = 180 \text{ тм}; \\
M_{32} &= \xi (M - M_b) = 121 \text{ тм}; \\
M_{31} &= M - M_b = 110 \text{ тм}; \\
M_0 &= M_b - M_x = -37 \text{ тм}.
\end{aligned}$$

Тогда

$$\begin{aligned}
M_{y1}^2 t_{y1} &= 45\,100 \\
M_{y2}^2 t_{y2} &= 10\,900 \\
M_{\Pi}^2 t_{\Pi} &= 6\,160 \\
M_{32}^2 t_{32} &= 3\,660 \\
M_{31}^2 t_{31} &= 6\,050 \\
M_0^2 t_0 &= 1\,030 \\
\hline
\Sigma M^2 t &= 72\,900
\end{aligned}$$

Среднеквадратичный момент будет равен

$$M_{\text{кв}} = \sqrt{\frac{\Sigma M^2 t}{\tau}} = \sqrt{\frac{72\,900}{3,19}} = 151 \text{ тм}.$$

Относительный допускаемый момент прокатки при $M_{\text{кв}} = M_{\Pi}$

$$\lambda = \frac{M}{M_{\text{кв}}} = \frac{150}{151} = 0,995.$$

Показатель производительности

$$P = \frac{N_1 \lambda}{\tau} = \frac{1,5 \cdot 0,995}{3,19} = 0,468 \text{ об/сек.}$$

Результаты остальных расчетов (при $n_{\Pi} = 50$ и $n_{\Pi} = 40$ об/мин) сведены в табл. 44.

Из табл. 44 видно, что $[\Sigma M^2 t]_{\min}$ и P_{\max} имеют место при $n_{\Pi} = n_{\Pi} = 50$ об/мин.

При $n_{\Pi} = 60$ об/мин показатель производительности почти тот же, что и при $n_{\Pi} = 50$ об/мин., но требуется большая на 4% мощность двигателя ($M_{\text{кв}} = 151 \text{ тм}$) или же увеличение числа пропусков (уменьшение M). Если, не увеличивая числа пропусков, увеличить τ с 3,19 до 3,28 сек. (как при $n_{\Pi} = 50$), то и в этом случае потребуется повышенная на 2,5% мощность двигателя (или двигатель будет больше нагреваться)

$$M_{\text{экв}} = \sqrt{\frac{72\,900}{3,28}} = 149 \text{ тм}.$$

При $n_{\Pi} = 40$ об/мин, почти при той же мощности двигателя, что и при $n_{\Pi} = n_{\Pi}$, производительность стана будет значительно ниже (на 7,5%).

Пример 2. Дано $M = 200 \text{ тм}$; $M_a = M_b = 40 \text{ тм}$; $M_x = 3 \text{ тм}$; $a = b = k = 40$ об/мин/сек, $N_1 = 1,0$ об., $n_y = 20$ об/мин, $n_{\Pi} = 50$ об/мин.

Примем скорость выхода из валков $n_3 = n_{\Pi}$.

Расчет произведем при трех различных максимальных скоростях $n_{\Pi} > n_{\Pi}$; $n_{\Pi} = n_{\Pi}$ и $n_{\Pi} < n_{\Pi}$.

Результаты расчетов (при $n_{\Pi} = 60$; $n_{\Pi} = 50$ и $n_{\Pi} = 40$ об/мин) сведены в табл. 45.

В этом случае также наибольшая производительность при наименьшей мощности двигателя ($M_{\text{кв}} = 152 \text{ тм}$) будет при $n_{\Pi} = n_{\Pi} = 50$ об/мин.

В этом примере обращает на себя внимание снижение τ , наряду со снижением n_{Π} , являющееся результатом равенства n_3 и n_{Π} .

В примерах бралась небольшая разница в n_{Π} . При большой разнице между n_{Π} и n_{Π} изменение потребной мощности двигателя или производительности будет более ощутимым (рис. 144).

Оптимальная скорость выхода n_3 . Считая n_3 в выражении (VI.53) переменной величиной, а остальные величины постоянными, найдем минимум функции

$$\Sigma M^2 t = f(n_3). \quad (\text{VI.58})$$

К расчету показателя производительности (пример 1)

$n_{\text{п}}$ об/мин	$t_{\text{у}}$ сек.	$t_{\text{з}}$ сек.	$t_{\text{о}}$ сек.	$N_{\text{у}}$ об.	$N_{\text{з}}$ об.	$N_{\text{п}}$ об.	$t_{\text{п}}$ сек.	τ сек.	$M_{\text{у}}^2 t_{\text{у}}$	$M_{\text{п}}^2 t_{\text{п}}$	$M_{\text{з}}^2 t_{\text{з}}$	$M_{\text{о}}^2 t_{\text{о}}$	$\Sigma M^2 t$	$M_{\text{кв}}$ т.м	λ	Π об/сек
60	1,5	0,75	0,75	0,75	0,56	0,19	0,19	3,19	56000	6160	9710	1,030	72900	151	0,995	0,468
50	1,25	0,50	0,75	0,52	0,33	0,65	0,78	3,28	45100	17550	6050	1,030	69730	145,5	1,030	0,471
40	1,0	0,25	0,75	0,33	0,15	1,02	1,53	3,53	36100	34400	3025	1,030	74555	145	1,035	0,440

Таблица 45

К расчету показателя производительности (пример 2)

$n_{\text{п}}$ об/мин	$t_{\text{р}}$ сек.	$t_{\text{у}}$ сек.	$t_{\text{о}}$ сек.	$N_{\text{у}}$ об.	$N_{\text{п}}$ об.	$t_{\text{п}}$ сек.	τ сек.	$M_{\text{р}}^2 t_{\text{р}}$	$M_{\text{у}}^2 t_{\text{у}}$	$M_{\text{п}}^2 t_{\text{п}}$	$M_{\text{о}}^2 t_{\text{о}}$	$\Sigma M^2 t$	$M_{\text{кв}}$ т.м	λ	Π об/сек
60	0,5	1,0	1,5	0,67	0,33	0,33	3,33	925	60650	19200	2130	82905	158	1265	0,380
50	0,5	0,75	1,25	0,44	0,56	0,67	3,17	925	43250	26800	1710	72685	152	1315	0,415
40	0,5	0,50	1,0	0,25	0,75	1,13	3,13	925	28800	45200	1370	76295	156	1280	0,410

Для упрощения выражения (VI.53) сумму постоянных членов, не содержащих $n_{\text{з}}$, обозначим через A . Тогда из уравнения (VI.53) при $n_{\text{п.опт}} = n_{\text{п}}$ и, следовательно, при $\theta = \xi = 1$ получим

$$\Sigma M^2 t = A + M^2 \frac{n_{\text{з}}^2}{2bn_{\text{п}}} - (M - M_b)^2 \frac{n_{\text{з}}}{b} + M_b^2 \frac{n_{\text{з}}}{b}. \quad (\text{VI.59})$$

Для нахождения минимума этой функции возьмем первую производную по $n_{\text{з}}$

$$[\Sigma M^2 t]_{n_{\text{з}}} = M^2 \frac{n_{\text{з}}}{bn_{\text{п}}} - \frac{(M - M_b)^2}{b} + \frac{M_b^2}{b}.$$

Так как вторая производная положительна, то $[\Sigma M^2 t]_{\text{мин}}$ будет при

$$M^2 \frac{n_{\text{з}}}{n_{\text{п}}} - (M - M_b)^2 + M_b^2 = 0, \quad (\text{VI.60})$$

откуда оптимальная скорость выхода слитка из валков

$$n_{\text{з.опт}} = n_{\text{п}} \left[1 - 2 \frac{M_b}{M} \right] = n_{\text{п}} \left[1 - 2 \frac{\delta b}{M} \right]. \quad (\text{VI.61})$$

Это равенство приближенно, так как в исходном выражении (VI.53) пренебрегали моментом холостого хода $M_{\text{х}}$.

Учет $M_{\text{х}}$ мало влияет на $n_{\text{з.опт}}$, но делает формулу громоздкой и неудобной.

Выясним погрешность приближенной формулы.

При учете $M_{\text{х}}$ равенство (VI.60) примет вид

$$M^2 \frac{n_{\text{з}}}{n_{\text{п}}} - (M - M_b)^2 + (M_b - M_{\text{х}})^2 = 0, \quad (\text{VI.60}')$$

откуда

$$n_{\text{з.опт}} = n_{\text{п}} \left[\left(1 - \frac{M_b}{M} \right)^2 - \left(\frac{M_b - M_{\text{х}}}{M} \right)^2 \right] \quad (\text{VI.61}')$$

или после преобразования

$$n_{\text{з.опт}} = n_{\text{п}} \left[1 - 2 \frac{M_b}{M} \left(1 - \frac{M_{\text{х}}}{M} \right) + \left(\frac{M_{\text{х}}}{M} \right)^2 \right]. \quad (\text{VI.61}'')$$

Сравнение формул (VI.61) и (VI.61'') позволяет установить, что по приближенной формуле (VI.61) $n_{\text{з.опт}}$ будет получаться заниженным и тем в большей степени, чем больше $\frac{M_{\text{х}}}{M}$ и $\frac{M_b}{M}$. Так

как $n_{\text{з.опт}}$ рассчитывается из условий нагрева двигателя, то должно быть $M > M_{\text{н}}$.

На современных блюмингах $M_{\text{н}} < 100$ т.м, а $M = 150-250$ т.м при $M_{\text{х}} > 5$ т.м.

Следовательно, при практических расчетах $\frac{M_{\text{х}}}{M} = 0,03-0,02$.

Поскольку член $\left(\frac{M_{\text{х}}}{M} \right)^2$ в формуле (VI.61'') пренебрежимо мал,

абсолютная погрешность по приближенной формуле при $n_{\pi} = 50$ об/мин составит максимум 1—1,5 об/мин (табл. 46).

Таблица 46

Оптимальная скорость выхода

$\frac{M_b}{M}$	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,515
$n_{3, \text{опт}}$ { по формуле (VI.61)	1,0	0,8	0,6	0,4	0,2	0	(-0,03)
n_{π} { » » (VI.61')	1,0	0,806	0,61	0,42	0,225	0,03	0
при $n_{\pi} = 50$ об/мин							
$n_{3, \text{опт}}$ { по формуле (VI.61)	50	40	30	20	10	0	(-1,5)
{ » » (VI.61')	50	40,3	30,5	21	11,25	1,5	0

Из проделанного анализа следует, что практически вполне можно пользоваться формулой (VI.61).

Итак, оптимальное значение скорости выхода слитка из валков ($n_{3, \text{опт}}$) зависит от соотношения между динамическим моментом торможения (M_b) и моментом прокатки (M).

Оно изменяется обратно пропорционально отношению $\frac{M_b}{M}$ по линейной зависимости.

Влияние ускорения на $n_{3, \text{опт}}$ проявляется через M_b . Чем больше ускорение торможения b , тем больше динамический момент торможения и, следовательно, тем меньше должна быть скорость выброса. При $\frac{M_b}{M} \geq 0,5$ наивыгоднейшая ско-

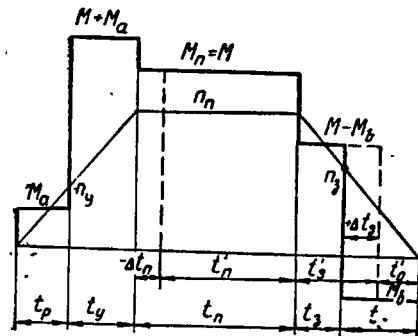


Рис. 145. Схема к выводу уравнения для оптимальной скорости выхода при $M_b < 0,5M$

рость выброса будет $n_3 = 0$.

Физический смысл выражения для оптимальной скорости выброса слитка из валков (VI.61) легко объясняется на основании рис. 145.

Сумма ($t_3 + t_0$) постоянна и не зависит от n_3 .

Период t_{π} увеличивается с уменьшением t_3 и соответствующим увеличением t_0 .

Однако приращение t_{π} меньше приращения t_3 (или t_0), так как средняя скорость

$$n_{\pi} > 0,5(n_{\pi} + n_3).$$

Чем больше M_b , тем выгоднее увеличивать t_3 за счет t_{π} (рис. 145).

$$[(M - M_b)^2 - M_b^2] \Delta t_3 < -M^2 \Delta t_{\pi}.$$

Однако, чем меньше n_3 , тем быстрее растет Δt_3 по сравнению с отрицательным приращением Δt_{π} и при определенном n_3 это неравенство превращается в равенство. Это и будет оптимальное значение n_3 .

При $\frac{M_b}{M} > 0,5$ это особенно наглядно.

На рис. 146 представлен частный случай, когда $\frac{M_b}{M} = 1$. Здесь при любом значении n_3 (или t_3) выражение $M_b^2 t_3 = 0$. При этом, чем больше будет t_3 , тем меньше будут значения $M_{\pi}^2 t_{\pi}$

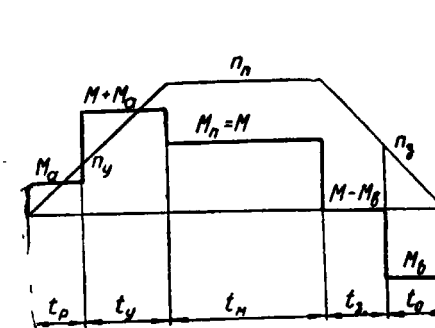


Рис. 146. Схема к выводу уравнения для оптимальной скорости выхода при $M_b = M$

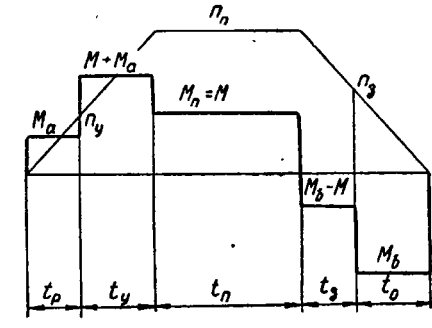


Рис. 147. Схема к выводу уравнения для оптимальной скорости выхода при $M_b > M$

и $M_0^2 t_0$, а следовательно, и $\Sigma M^2 t$. Понятно, что здесь целесообразно иметь $n_3 = t_0 = 0$.

К аналогичному выводу придем и при $\frac{M_b}{M} > 1$ (рис. 147), так как здесь $(M_b - M < M_b)$.

Так как,

$$M_b = \delta b = \frac{GD^2}{375} b,$$

то с увеличением ускорения b уменьшается оптимальная скорость выхода $n_{3, \text{опт}}$. Однако период прокатки с замедлением t_3 остается при этом постоянным. В самом деле, подставляя в

$$t_3 = \frac{n_{\pi} - n_3}{b}$$

значение n_3 из уравнения (VI.61), получим

$$t_3 = 2 \frac{GD^2}{375} \cdot \frac{n_{\pi}}{M} = 2\delta \frac{n_{\pi}}{M}. \quad (\text{VI.62})$$

При оптимальной скорости $n_{\pi} = n_n$ для данного стана

$$t_3 M = 2\delta n_n = \text{const}, \quad (\text{VI.63})$$

т. е. каждому данному нагрузочному моменту прокатки M соответствует определенный период замедления t_3 , обеспечивающий минимальный нагрев двигателя при любом ускорении b .

Следует также учитывать, что с увеличением b уменьшается N_3 . В связи с этим увеличивается t_n при неизменном ускорении a или увеличивается t_y при неизменном среднем ускорении k .

Проверим равенство для определения оптимальной скорости n_3 на примерах.

Пример 1. Дано: $M = 200$ тм, $M_a = M_b = 40$ тм; $M_x = 3$ тм, длина полосы $N_1 = 1,0$ об., $n_n = 50$ об/мин, $n_y = 20$ об/мин, $a = b = 40$ об/мин/сек.

Оптимальная скорость выброса слитка при $\frac{M_b}{M} = 0,2$; $\frac{n_3}{n_n} = 1 - 2 \frac{M_b}{M} = 0,6$; $n_3 = 0,6$; $n_n = 30$ об/мин.

Определим данные для расчета $\Sigma M^2 t$:

$$t_p = \frac{n_y}{a} = 0,5 \text{ сек.};$$

$$t_y = \frac{n_n - n_y}{a} = 0,75 \text{ сек.};$$

$$t_s = \frac{n_n - n_3}{b} = 0,5 \text{ сек.};$$

$$t_0 = \frac{n_3}{b} = 0,75 \text{ сек.};$$

$$N_y = \frac{n_n^2 - n_y^2}{120a} = 0,438 \text{ об.};$$

$$N_s = \frac{n_n^2 - n_3^2}{120b} = 0,333 \text{ об.};$$

$$N_n = N_1 - N_y - N_s = 0,229 \text{ об.};$$

$$t_n = \frac{60}{n_n} N_n = 0,274 \text{ сек.};$$

$$\tau = t_p + t_y + t_n + t_s + t_0 = 2,774 \text{ сек.}$$

Тогда

$$M_p^2 t_p = (M_b + M_x)^2 t_p = 925$$

$$M_y^2 t_y = (M + M_a)^2 t_y = 43\,200$$

$$M_n^2 t_n = M^2 t_n = 10\,950$$

$$M_s^2 t_s = (M - M_b)^2 t_s = 12\,800$$

$$M_0^2 t_0 = (M_b - M_x)^2 t_0 = 1030$$

$$\Sigma M^2 t = 68\,905$$

Чтобы показать, что в этом случае действительно $[\Sigma M^2 t]_{\min}$, сделаем аналогичные расчеты при $n_3 = 25$ и 35 об/мин.

Результаты вычислений даны в табл. 47. Из рассмотрения

Таблица 47

К расчету оптимальной скорости выброса (пример 1)

n_3 , об/мин	t_3 сек.	t_0 сек.	N_3 об.	N_n об.	t_n сек.	τ сек.	$M_p^2 t_p$	$M_y^2 t_y$	$M_n^2 t_n$	$M_s^2 t_s$	$M_0^2 t_0$	$\Sigma M^2 t$
25	0,625	0,625	0,391	0,171	0,205	2,705	925	43200	8200	16000	860	69185
30	0,500	0,750	0,333	0,229	0,274	2,774	925	43200	10950	12800	1030	68905
35	0,375	0,875	0,266	0,296	0,355	2,855	925	43200	14200	9600	1200	69125

Примечание. Остальные одинаковые величины (t_y , t_p и др.) в таблицу не внесены.

табл. 47 следует, что отступление от оптимальной скорости $n_{3, \text{опт}} = 30$ об/мин как в ту, так и в другую сторону приводит к увеличению $\Sigma M^2 t$.

Пример 2. Сделаем проверку $n_{3, \text{опт}}$, аналогичную предыдущему примеру, при $\frac{M_b}{M} = 0,35$.

Исходные данные: $M = 200$ тм; $M_a = M_b = 70$ тм; $M_x = 3$ тм; $N_1 = 1,0$ об., $n_n = 50$ об/мин; $a = b = 70$ об/мин/сек; $n_y = 25$ об/мин.

Оптимальная скорость выброса слитка будет $\frac{n_3}{n_n} = 1 - 2 \frac{M_b}{M} = 0,3$; $n_{3, \text{опт}} = 15$ об/мин.

Результаты расчетов даны в табл. 48.

Таблица 48

К расчету оптимальной скорости выброса (пример 2)

n_3 , об/мин	t_3 сек.	t_0 сек.	N_3 об.	N_n об.	t_n сек.	τ сек.	$M_p^2 t_p$	$M_y^2 t_y$	$M_n^2 t_n$	$M_s^2 t_s$	$M_0^2 t_0$	$\Sigma M^2 t$
0	0,714	0	0,298	0,479	0,575	2,003	1900	26050	23000	12060	0	63010
15	0,500	0,214	0,270	0,507	0,609	2,037	1900	26050	24450	8450	960	61810
25	0,357	0,357	0,223	0,554	0,665	2,093	1900	26050	26600	6300	1600	62450
35	0,214	0,500	0,152	0,625	0,750	2,178	1900	26050	30000	3620	2245	63815
45	0,071	0,643	0,056	0,721	0,865	2,293	1900	26050	34600	1200	2880	66630

Примечание. $t_p = t_y = 0,357$ сек.; $N_y = 0,233$ об.

Из анализа табл. 48 следует, что $[\Sigma M^2 t]_{\min}$ имеет место при $n_{3, \text{опт}} = 15$ об/мин.

Пример 3. Примем $\frac{M_b}{M} = 0,5$; $1,0$ и $2,0$, $b = 100$ об/мин/сек. $M_b = 100$ тм; $n_n = 50$ об/мин (табл. 49).

Таблица 49

К расчету оптимальной скорости выброса (пример 3)

M_B/M	$n_{з.опт}$ об/мин	n_3 об/мин	t_3 сек.	t_0 сек.	N_3 об.	$N_{п}$ об.	$t_{п}$ сек.	τ сек.	$M_{п}^2 t_{п}$	$M_3^2 t_3$	$M_0^2 t_0$	$\Sigma M^2 t$
0,5	0	0	0,500	0	0,208	0,792	0,950	1,450	38000	5000	0	43000
0,5	0	12,5	0,375	0,125	0,195	0,805	0,966	1,466	38600	3750	1250	43600
1,0	0	0	0,500	0	0,208	0,792	0,950	1,450	9500	0	0	9500
1,0	0	50	0	0,500	0	1,0	1,200	1,700	12000	0	5000	17000
2,0	0	0	0,500	0	0,208	0,792	0,950	1,450	2375	1250	0	3625
2,0	0	12,5	0,375	0,125	0,195	0,805	0,966	1,466	2420	940	1250	4610

В результате расчета также получено, что $[\Sigma M^2 t]_{\min}$ при $n_{з.опт} = 0$ об/мин.

Оптимальная скорость входа n_y . Ход рассуждений аналогичен предыдущему: приняв n_y в выражении (VI.53) за переменную величину, а остальные величины за постоянные, находим

$$[\Sigma M^2 t]_{\min} = f(n_y).$$

Обозначая через B сумму постоянных членов в выражении (VI.53), напомним последнее в следующем виде (при $\theta = \xi = 1$):

$$\Sigma M^2 t = M_a^2 \frac{n_y}{a} - (M + M_a)^2 \frac{n_y}{a} + M^2 \frac{n_y^2}{2an_{п}} + B. \quad (VI.64)$$

Первая производная равенства (VI.64) по n_y

$$[\Sigma M^2 t]_{n_y}' = \frac{M_a^2}{a} - \frac{(M + M_a)^2}{a} + M^2 \frac{n_y}{an_{п}}.$$

Так как вторая производная положительна, то $[\Sigma M^2 t]_{\min}$ будет при

$$M_a^2 - (M + M_a)^2 + M^2 \frac{n_y}{n_{п}} = 0. \quad (VI.65)$$

Из выражения (VI.65) находим оптимальную скорость входа слитка в валки

$$n_{y.опт} = n_{п} \left(1 + 2 \frac{M_a}{M} \right). \quad (VI.66)$$

Из формулы (VI.66) следует, что оптимальная скорость входа должна быть $n_{y.опт} \leq n_{п}$, так как $[1 + 2 \frac{M_a}{M}] \geq 1$, но поскольку скорость входа не может быть больше максимальной скорости пропуска, то $[\Sigma M^2 t]_{\min}$ независимо от значений всех остальных параметров прокатки будет при

$$n_{y.опт} = n_{п}. \quad (VI.67)$$

Итак, из условия минимального нагрева двигателя скорость при захвате слитка валками должна быть максимально возможной.

Однако практически она ограничивается условиями захвата.

Следовательно, скорость входа слитка в валки должна быть максимальной, допустимой условиями захвата

$$n_{y.опт} = n_{\alpha} \leq n_{п}, \quad (VI.68)$$

где n_{α} — максимальная скорость входа слитка в валки, допускаемая условиями захвата.

Проверим равенство (VI.67) на примере.

Пример. Пусть $M = 200$ тм; $M_a = M_b = 70$ тм; $M_x = 3$ тм; $N_1 = 1,0$ об., $n_{п} = 50$ об/мин, $n_3 = 0$ об/мин; $a = b = 70$ об/мин/сек.

Все результаты расчетов при $n_y = 50$; 25 и 0 об/мин даны в табл. 50, из их анализа следует, что при оптимальной скорости

Таблица 50

К расчету оптимальной скорости входа полосы в валки

n_y , об/мин	t_p сек.	t_y сек.	N_y об.	$N_{п}$ об.	$t_{п}$ сек.	τ сек.	$M_p^2 t_p$	$M_y^2 t_y$	$M_{п}^2 t_{п}$	$M_3^2 t_3$	$\Sigma M^2 t$	$M_{кв}$
50	0,714	0	0	0,702	0,842	2,270	3800	0	33670	12060	49530	148
25	0,357	0,357	0,223	0,479	0,575	2,003	1900	26050	23000	12060	63010	178
0	0	0,714	0,298	0,404	0,485	1,913	0	52100	19400	12060	83560	209

Примечание. $t_3 = 0,714$ сек.; $t_0 = 0$; $N_3 = 0,298$ об.

входа слитка в валки $n_{y.опт} = n_{п} = 50$ об/мин получается $[\Sigma M^2 t]_{\min}$.

Оптимальные паузы. Минимальный нагрев двигателя, как это было установлено выше, обеспечивается выбором оптимального скоростного режима прокатки ($n_{п.опт}$; $n_{y.опт}$; $n_{з.опт}$) по уравнениям (VI.57), (VI.61) и (VI.68).

Отклонение от этих условий вызывает увеличение $\Sigma M^2 t$, а следовательно, и нагрева двигателя.

В этом случае уже не скорости валков являются функцией минимально необходимых пауз (как это имело место из условия минимального цикла прокатки), а, наоборот, оптимальные паузы являются функцией оптимальных скоростей

$$t_{x.опт} = t_{рев} = \frac{n_{з.опт}}{b} + \frac{n_{y.опт}}{a}. \quad (VI.69)$$

Оптимальные паузы, полученные по равенству (VI.69), могут оказаться больше или меньше минимально необходимых ($t_{пу}$; $t_{хр}$; $t_{хк}$)

$$t_{x.опт} \geq t_{x.min}$$

В случае $t_{x, \text{опт}} < t_{x, \text{min}}$ принимается минимально необходимая пауза. При сохранении оптимальных скоростей выхода раската из валков в предыдущем пропуске $n_{3, \text{опт}}$ и входа в последующем $n'_{y, \text{опт}}$, во время паузы будет иметь место остановка валков на время (рис. 148)

$$z = t_{x, \text{min}} - t_{x, \text{опт}}$$

В этом случае скорость выброса $n_{3, \text{опт}}$ меньше, чем по тройному условию (VI.38), а минимально необходимая пауза определяется временем работы нажимного устройства $t_{н.у.}$

Для предотвращения преждевременной задачи слитка в валки последний должен быть задержан на рольганге на время z .

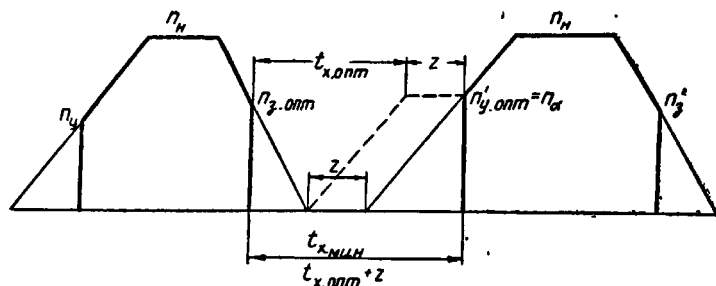


Рис. 148. Схема скоростей при $t_{x, \text{опт}} < t_{x, \text{min}}$

Что касается валков, то они могут быть остановлены на время z или в течение того же времени вращаться на постоянной, предельной по условиям захвата, скорости $n'_{y, \text{опт}}$.

Такая работа при малых паузах и больших ускорениях валков затруднительна для оператора при ручном управлении. Однако при автоматическом управлении оптимальный скоростной режим из условия минимального нагрева двигателя может быть осуществлен.

При $t_{x, \text{опт}} > t_{x, \text{min}}$ будет нарушено тройное условие (рис. 138, б), т. е. скорость выброса $n_{3, \text{опт}}$ больше, чем по тройному условию. В результате рольганг будет запаздывать и оператору потребуются лишь ограничить скорость входа.

Если при оптимальных скоростях прокатки и соответствующих им паузах двигатель все же не будет проходить по нагреву, то необходимо увеличить период прокатки одним из двух способов в зависимости от степени перегрузки двигателя.

При небольших перегрузках достаточно, не изменяя оптимального скоростного режима, увеличить сумму пауз против их оптимальных значений до величин, обеспечивающих период, допускаемый двигателем (VI.52),

$$T = \frac{\Sigma \Sigma M^2 t}{M_n^2}$$

При этом во избежание нарушения ритма работы операторов целесообразно увеличивать не каждую паузу, а лишь начальную (между слитками).

При значительных перегрузках двигателя необходимо увеличить число пропусков. В результате не только увеличивается период прокатки и уменьшается $\Sigma M^2 t$ отдельного пропуска, но и, как это будет показано ниже, уменьшается общая сумма $\Sigma \Sigma M^2 t$ для всех пропусков. Чем больше перегрузка двигателя, тем целесообразнее увеличивать период прокатки за счет количества пропусков, а не за счет длительности пауз.

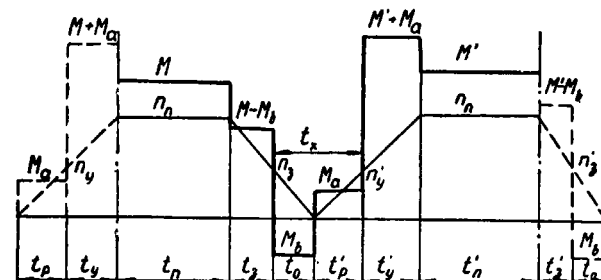


Рис. 149. Схема к выводу оптимального отношения $\frac{n'_y}{n_3}$ при заданной паузе

Если при прокатке с оптимальными скоростями и паузами двигатель окажется недогруженным, а число пропусков не может быть уменьшено, то целесообразно увеличить скорости прокатки сверх номинальных ($n_n > n_n$). При регулируемых ускорениях можно увеличить ускорения. Кроме того, если $t_{x, \text{опт}} > t_{x, \text{min}}$, можно уменьшить оптимальные паузы до минимальных. Для этого необходимо оптимальные скорости выхода раската из валков в предыдущем пропуске и входа в последующем снизить в соответствии с условием

$$\frac{n_3}{b} + \frac{n'_y}{a} = t_{x, \text{min}} \quad (\text{VI.70})$$

Оптимальное соотношение $\phi_1 = \frac{n'_y}{n_3}$ при заданной паузе, из условия минимального цикла прокатки, было исследовано выше. Проанализируем это соотношение из условия минимального нагрева двигателя.

Очевидно, ϕ_1 будет оптимальным тогда, когда $\Sigma \Sigma M^2 t$ двух пропусков, связанных общей паузой, будет наименьшей.

На рис. 149 изображены два пропуска, скорости которых связаны общей паузой. При изменении n_3 и n'_y в соответствии с

равенством (VI.70), очевидно, $\Sigma M^2 t$ каждого пропуска будет также изменяться.

Для нахождения $[(\Sigma M^2 t) + (\Sigma M^2 t)']$ достаточно рассмотреть лишь переменные периоды пропуска, зависящие от ϕ_1 (исключая t_p , t_y , t'_z и t'_o в соответствии с рис. 149).

Напишем $\Sigma M^2 t$ для переменной части двух пропусков

$$\Sigma M^2 t = M_n^2 t_n + M_s^2 t_s + M_o^2 t_o + M_p^2 t_p + M_y^2 t_y + M_n^2 t_n'. \quad (\text{VI.71})$$

Выражая периоды времени через обороты валков, получим

$$\Sigma M^2 t = M_n^2 \frac{60}{n_n} \left(N_1 - N_y - \frac{n_n^2 - n_s^2}{120b} \right) + M_s^2 \frac{n_n - n_s}{b} + M_b^2 \frac{n_s}{b} +$$

$$+ M_a^2 \frac{n_y}{a} + M_y^2 \frac{n_n - n_y}{a} + M_n^2 \frac{60}{n_n} \left(N_1' - \frac{n_n^2 - n_y^2}{120a} - N_s \right).$$

На основании равенства (VI.70) выразим n_s через t_x и n_y .

$$n_s = b \left(t_x - \frac{n_y}{a} \right). \quad (\text{VI.72})$$

Полученное выражение подставим в (VI.71)

$$\Sigma M^2 t = M_n^2 \frac{60}{n_n} \left[N_1 - N_y - \frac{n_n^2 - b^2 \left(t_x - \frac{n_y}{a} \right)^2}{120b} \right] +$$

$$+ M_s^2 \frac{n_n - b \left(t_x - \frac{n_y}{a} \right)}{b} + M_b^2 \frac{b \left(t_x - \frac{n_y}{a} \right)}{b} + M_a^2 \frac{n_y}{a} +$$

$$+ M_y^2 \frac{n_n - n_y}{a} + M_n^2 \frac{60}{n_n} \left(N_1' - \frac{n_n^2 - n_y^2}{120a} - N_s \right). \quad (\text{VI.73})$$

Приравняем нулю первую производную от этого выражения по n_y

$$(\Sigma M^2 t)'_{n_y} = -M_n^2 \frac{b}{a} \frac{t_x}{n_n} + M_n^2 \frac{bn_y}{a^2 n_n} + \frac{M_s^2}{a} - \frac{M_b^2}{a} +$$

$$+ \frac{M_a^2}{a} - \frac{M_y^2}{a} + M_n^2 \frac{n_y}{an_n} = 0. \quad (\text{VI.74})$$

Так как вторая производная положительна,

$$\frac{M_n^2 b}{a^2 n_n} + \frac{M_n^2}{an_n} > 0,$$

то выражение (VI.73) действительно имеет минимум. Тогда из выражения (VI.74)

$$n_y' = \frac{bt_x + \frac{n_n}{M_n^2} (M_b^2 - M_a^2 + M_y^2 - M_s^2)}{\frac{b}{a} + \left(\frac{M_n'}{M_n} \right)^2}.$$

Учитывая, что $M_y' = M_n' + M_a$ и $M_s = M_n - M_b$, после преобразований получим

$$n_y' = \frac{bt_x + \frac{n_n}{M_n^2} (M_n'^2 + 2M_n' M_a + 2M_n M_b - M_n^2)}{\frac{b}{a} + \left(\frac{M_n'}{M_n} \right)^2}$$

или

$$n_y' = \frac{bt_x + n_n (\beta_n^2 + 2\beta_n \beta_a + 2\beta_b - 1)}{\frac{b}{a} + \beta_n^2}, \quad (\text{VI.75})$$

где

$$\beta_n = \frac{M_n'}{M_n}; \quad \beta_a = \frac{M_a}{M_n}; \quad \beta_b = \frac{M_b}{M_n}.$$

Подставляя уравнение (VI.75) в (VI.72), определим

$$n_s = \frac{a\beta_n^2 t_x - n_n (\beta_n^2 + 2\beta_n \beta_a + 2\beta_b - 1)}{1 + \frac{a}{b} \beta_n^2}. \quad (\text{VI.76})$$

При $M_n' = M_n$ ($\beta_n = 1$) равенства (VI.75) и (VI.76) примут вид

$$n_y' = \frac{bt_x + 2n_n (\beta_a + \beta_b)}{1 + \frac{b}{a}}; \quad (\text{VI.75}') \quad (\text{VI.75}'')$$

$$n_s = \frac{at_x - 2n_n (\beta_a + \beta_b)}{1 + \frac{a}{b}}. \quad (\text{VI.76}') \quad (\text{VI.76}'')$$

Если к тому же принять $a = b = k$, то

$$n_y' = \frac{k}{2} t_x + 2n_n \beta_a; \quad (\text{VI.75}'')$$

$$n_s = \frac{k}{2} t_x - 2n_n \beta_a. \quad (\text{VI.76}'')$$

В табл. 51 приведены оптимальные скорости n_s и n_y' в зависимости от пауз и ускорений валков, вычисленные из условия

Оптимальные скорости в зависимости от паузы

$$M_{\text{max}} = 300 \text{ т.ж}; n_{\text{п}} = n_{\text{н}} = 50 \text{ об/мин}; \delta = 1; \frac{b}{a} = 2$$

t_x сек.	ускорения, об/мин/сек											
	26,7 $\left(\frac{20}{40}\right)$		40 $\left(\frac{30}{60}\right)$		50 $\left(\frac{37,5}{75}\right)$		60 $\left(\frac{45}{90}\right)$		70 $\left(\frac{52,5}{105}\right)$		80 $\left(\frac{60}{120}\right)$	
	n_y	n_3	n_y	n_3	n_y	n_3	n_y	n_3	n_y	n_3	n_y	n_3
0,5	13,8 10	-7,6 0	21 15	-12 0	17 19	-16 0	37,5 22,5	-20 0	39 26	-25 0	45 30	-30 0
1,0	20,5 10	-1 0	31 30	-2,4 0	39,3 37,5	-4 0	47,6 45	-5,5 0	50 50	52	50	35
1,5	27,1 34	5,7 12,4	41,2 50	7,8 20	50 50	12,7 50	50	50	50	50	50	35
2,0	34 40,5	12,4 19	50 50	20 50	50	50	50	50	50	50	50	35
2,5	40,5 41,2	19 25,7	50 50	50	50	50	50	50	50	50	50	35
3,0	41,2 50	25,7 40	50	50	50	50	50	50	50	50	50	35
3,5	50 50	40 50	50	50	50	50	50	50	50	50	50	35
3,75	50	50	50	50	50	50	50	50	50	50	50	35

Примечание. В числителе — скорости, рассчитанные по формулам (VI. 75), (VI. 76); в знаменателе — ближайшие возможные

минимального нагрева двигателя по формулам (VI.75) и (VI.76).

Расчеты сделаны, исходя из полной нагрузки двигателя по максимальному моменту: $M_{\text{п}} = M'_{\text{п}} = M_{\text{max}} - M_a$.

В тех случаях, когда по расчету получались отрицательные значения n_3 , они приравнивались нулю, а значения n_y перерасчитывались исходя из паузы, по формуле

$$n_y = a \left(t_x - \frac{n_3}{b} \right).$$

Когда расчетные значения n_y получались выше основной ско-

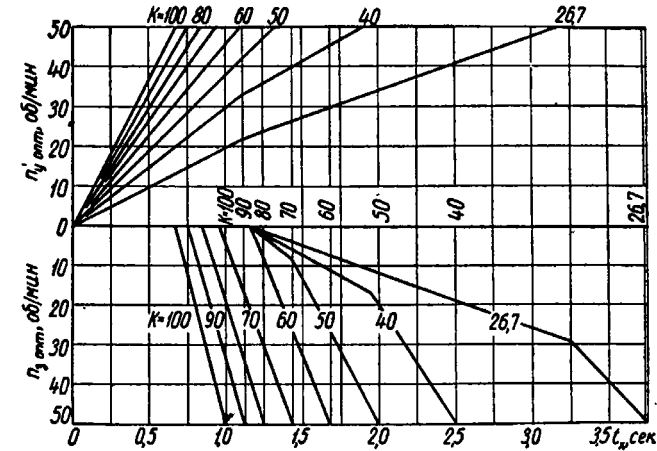


Рис. 150. Оптимальные скорости n_3 и n_y в функции паузы. При $M_{\text{max}} = 300 \text{ т.ж}$

рости, принимали $n_y = n_{\text{н}} = 50 \text{ об/мин}$, а значения n_3 перерасчитывались по формуле

$$n_3 = b \left(t_x - \frac{n_y}{a} \right).$$

Исправленные значения n_y и n_3 в табл. 51 представлены знаменателем.

Кривые изменения n_y и n_3 по исправленным значениям табл. 51 даны на рис. 150.

Аналогичные данные получаются и при иных соотношениях между ускорениями $\left(\frac{b}{a}\right)$. Чем ближе это отношение к единице, тем больше получаются значения n_y и n_3 .

Вертикальные линии соответствуют максимальной паузе реверсирования при данном ускорении.

На рис. 151 приведена зависимость оптимальных скоростей n_3 и n'_y от момента прокатки. С увеличением M уменьшается

n'_y и увеличивается n_3 (тонкими линиями показаны расчетные значения, не совпадающие с практически возможными, а вертикальными — границы оптимальных скоростей). При построении графика принято $n_{\pi} = n_n = 50$ об/мин; $\delta = 1$; $t_x = 1,5$ сек; $a = b = k$.

Рассмотрим влияние отступления от оптимальных скоростей на $\Sigma \Sigma M^2 t$ пропусков, связанных заданной паузой.

Примеры. Выяснить влияние отступления от оптимальных

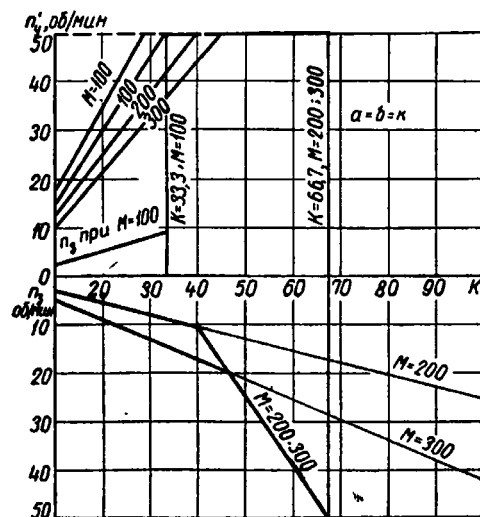


Рис. 151. Зависимость оптимальных скоростей n_3 и n'_y от момента прокатки

скоростей на $\Sigma M^2 t$ двух пропусков, связанных заданной паузой (рис. 149).

Пусть $M = 266$ тм; $a = b = k = 26,6$ об/мин/сек; $\delta = \frac{GD^2}{375} = 1$; $M_a = M_b = 26,6$ тм; $M_x = 0$; $n_{\pi} = n_n = 50$ об/мин; $t_x = 1,5$ сек.; $\Sigma N_1 = 2,0$ об.

Вычислим оптимальные скорости по формулам (VI.75'') и (VI.76''):

$$n'_y = \frac{k}{2} t_x + 2n_{\pi} \beta_a = 30 \text{ об/мин};$$

$$n_3 = \frac{k}{2} t_x - 2n_{\pi} \beta_a = 10 \text{ об/мин}.$$

При рассмотрении $n_{y, \text{опт}}$ в пропусках, не связанных паузой в соответствии с формулой (VI.68), чем больше n_y , тем меньше $\Sigma M^2 t$. Поэтому рассчитаем $\Sigma M^2 t$ при максимально возможном n'_y для заданной паузы и сравним с $\Sigma M^2 t$ при оптимальных n_3 и

n'_y по формулам (VI.75'') и (VI.76''). Результаты расчетов даны в табл. 52.

Таким образом, увеличение n_y против оптимального значения за счет n_3 привело к увеличению $\Sigma \Sigma M^2 t$, а следовательно, и нагрева двигателя.

Оптимальное ускорение. В условиях недостаточной мощности двигателя последний наиболее эффективно используется тогда, когда максимальная скорость пропуска не превышает номинальной скорости двигателя. Сохраняя это важнейшее условие (кстати сказать, значительно упрощающее решение задачи), выясним, как повлияет на нагрев двигателя изменение ускорений валков.

Нагрев электродвигателя характеризуется следующим уравнением при $n_{\pi} \leq n_n$ (рис. 149):

$$\begin{aligned} \Sigma M^2 t = & M_a^2 \frac{n_y}{a} + (M + \\ & + M_a)^2 \frac{n_{\pi} - n_y}{a} + M^2 \frac{60}{n_{\pi}} \times \\ & \times \left(N_1 - \frac{n_{\pi}^2 - n_y^2}{120a} - \frac{n_{\pi}^2 - n_3^2}{120b} \right) + \\ & + (M - M_b)^2 \frac{n_{\pi} - n_3}{b} + M_b^2 \frac{n_3}{b}. \end{aligned} \quad (\text{VI.77})$$

Исследуем влияние на нагрев двигателя ускорения a и замедления b в отдельности.

Для исследования влияния величины ускорения a на нагрев двигателя примем замедление b и скорость выхода полосы из валков n_3 постоянными.

Таблица 52

К расчету $\Sigma M^2 t$ при максимальном n'_y и оптимальных n_3 и n_y														
t_3 сек.	t_0 сек.	t'_p сек.	t'_y сек.	N_3 об.	N'_y об.	ΣN_{Π} об.	Σt_{Π} сек.	$\Sigma \tau$ сек.	$M_3^2 t_3$	$M_0^2 t_0$	$M_p^2 t_p$	$M_y^2 t_y$	$\Sigma M_{\Pi}^2 t_{\Pi}$	$\Sigma \Sigma M^2 t$
При $n'_y, \text{опт} = 30$; $n_3, \text{опт} = 10$ об/мин														
1,500	0,375	1,125	0,75	0,575	0,5	0,75	0,90	4,65	86000	265	800	64250	63750	215065
При $n_y = 40$; $n_3 = 0$ об/мин														
1,875	0	1,500	0,375	0,78	0,281	0,939	1,127	4877	107400	0	1065	32100	79800	220665

ми и для упрощения обозначим сумму постоянных членов в выражении (VI.77) через B .

$$\Sigma M^2 t = M_a^2 \frac{n_y}{a} + (M + M_a)^2 \frac{n_n - n_y}{a} + M^2 \frac{60}{n_n} \left(N_1 - \frac{n_n^2 - n_y^2}{120a} \right) + B.$$

Подставляя $M_a = \frac{GD^2}{375} a = \delta a$, получим

$$\Sigma M^2 t = \delta^2 n_y a + M^2 \frac{n_n - n_y}{a} + \delta^2 (n_n - n_y) a + 2M\delta (n_n - n_y) + \\ + M^2 \frac{60}{n_n} N_1 - M^2 \frac{n_n^2 - n_y^2}{2n_n a} + B$$

и после преобразований

$$\Sigma M^2 t = M^2 \frac{n_n - n_y}{a} + \delta^2 n_y a + 2M\delta (n_n - n_y) + \\ + M^2 \frac{60}{n_n} N_1 - M^2 \frac{n_n^2 - n_y^2}{2n_n a} + B. \quad (VI.78)$$

Найдем первую производную выражения (VI.78) по a :

$$[\Sigma M^2 t]'_a = -M^2 \frac{n_n - n_y}{a^2} + \delta^2 n_y + M^2 \frac{n_n^2 - n_y^2}{2n_n a^2}.$$

Так как вторая производная

$$[\Sigma M^2 t]''_a = 2M^2 \frac{n_n - n_y}{a^3} - M^2 \frac{n_n^2 - n_y^2}{n_n a^3} = \frac{M^2}{a^3 n_n} (n_n - n_y)^2$$

положительна, то при $[\Sigma M^2 t]'_a = 0$ будем иметь минимум.

Следовательно,

$$\frac{M^2}{a^2} \left(n_n - n_y - \frac{n_n^2 - n_y^2}{2n_n} \right) = \delta^2 n_y$$

и

$$\left(\frac{\delta a}{M} \right)^2 = 1 - \frac{n_y}{n_n} - \frac{n_n^2 - n_y^2}{2n_n^2} = \frac{(n_n - n_y)^2}{2n_n^2}.$$

Таким образом, оптимальное ускорение

$$\left. \begin{aligned} a_{\text{опт}} &= \frac{n_n - n_y}{\sqrt{2} \delta n_n} M = \frac{M}{\delta \sqrt{2}} \left(1 - \frac{n_y}{n_n} \right), \\ a_{\text{опт}} &= \frac{0,707}{\delta} \left(1 - \frac{n_y}{n_n} \right) M. \end{aligned} \right\} \quad (VI.79)$$

Из формулы (VI.79) следует, что оптимальное ускорение растет с увеличением момента прокатки и с уменьшением скорости захвата полосы.

Однако надо учитывать, что при больших моментах прокатки выбор соответствующих оптимальных ускорений может быть ограничен перегрузочной способностью двигателя M_m (рис. 152).

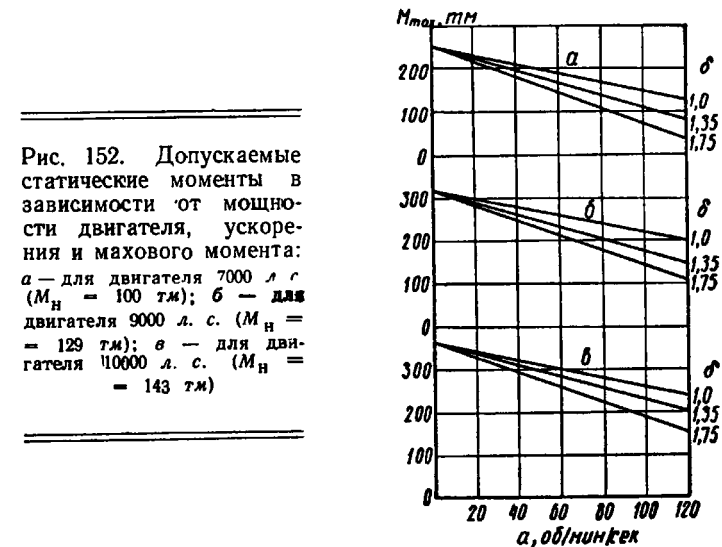
Покажем на примере, что при $a_{\text{опт}}$ будет $[\Sigma M^2 t]_{\text{мин}}$.

Пример. Пусть $(N_1 - N_3) = 1,0$ об.; $n_n = 50$ об/мин; $n_y = 25$ об/мин, $M = 160$ тм; $\delta = 1,0$. Найти $\Sigma M^2 t$ при $a = a_{\text{опт}}$; $a > a_{\text{опт}}$ и $a < a_{\text{опт}}$.

Из уравнения (VI.79) находим

$$a_{\text{опт}} = \frac{0,707}{1,0} \left(1 - \frac{25}{50} \right) 160 = 56,5 \text{ об/мин/сек.}$$

Рассчитаем $\Sigma M^2 t$ при ускорениях: 20; 40; 56,5; 80 и 100 об/мин/сек; для упрощения примем $M^2 t_a + M^2 t_0 = 0$.



Результаты расчетов представлены в табл. 53, из которой

Таблица 53.

К расчету $\Sigma M^2 t$

a об/мин/сек	t_p сек.	t_y сек.	N_y об.	N_n об.	t_n сек.	$M_p^2 t_p$	$M_y^2 t_y$	$M_n^2 t_n$	$\Sigma M^2 t$
20	1,250	1,250	0,780	0,220	0,264	500	40500	6750	47750
40	0,625	0,625	0,390	0,610	0,732	1000	25000	18750	44750
56,5	0,442	0,442	0,278	0,722	0,867	1400	20700	22200	44300
80	0,312	0,312	0,195	0,805	0,966	2000	17950	24750	44700
100	0,250	0,250	0,156	0,844	1,010	2500	16900	25900	45300

следует, что $[\Sigma M^2 t] = 44300$ получилось при $a_{\text{опт}} = 56,5$ об/мин/сек. Как уменьшение, так и увеличение ускорения против оптимального повышает $\Sigma M^2 t$.

Доказано, что при любом постоянном ускорении $\Sigma M^2 t$ уменьшается с увеличением n_y (VI.68). Выясним, остается ли это положение в силе, если каждому значению n_y будет соответствовать оптимальное значение ускорения.

Для этого в выражение (VI.78) подставим значение a из уравнения (VI.79):

$$\Sigma M^2 t = \delta \sqrt{2} n_{\pi} M + \frac{\delta}{\sqrt{2}} (n_{\pi} - n_y) M + 2M\delta (n_{\pi} - n_y) + \frac{60}{n_{\pi}} N_1 M^2 - \delta \sqrt{2} \frac{n_{\pi} + n_y}{2} M + B.$$

Принимая за переменную величину n_y и обозначая сумму постоянных членов через C , получим

$$\Sigma M^2 t = C - Mn_y \left(\frac{\delta}{\sqrt{2}} + 2\delta + \frac{\delta \sqrt{2}}{2} \right),$$

или

$$\Sigma M^2 t = C - 3,41\delta Mn_y. \quad (VI.80)$$

Из выражения (VI.80) следует, что $\Sigma M^2 t$ уменьшается с увеличением n_y и соответствующим уменьшением оптимального ускорения (VI.79).

Однако возможны случаи, когда при большей скорости захвата, но ускорении, далеком от оптимального, $\Sigma M^2 t$ будет больше, чем при меньшей скорости захвата, но при ускорении, близком к оптимальному.

Так, например, при $n_y = 40$ об/мин и $a = 120$ об/мин/сек ($M = 50$ тм; $n_{\pi} = 50$ об/мин; $N_1 = \delta = 1$ об.) $\Sigma M^2 t = 10010$, а при $n_y = 30$ об/мин и $a = 25$ об/мин/сек $\Sigma M^2 t = 6620$, т. е. при меньших значениях n_y и a меньше и $\Sigma M^2 t$.

В другом примере при $n_y = 20$ об/мин и $a = 25$ об/мин/сек ($M = 300$ тм) $\Sigma M^2 t = 159700$, а при $n_y = 10$ об/мин и $a = 120$ об/мин/сек $\Sigma M^2 t = 149800$.

Таким образом, меньшее значение $\Sigma M^2 t$ получено при меньшем значении n_y , но большем ускорении.

Поэтому для выбора режимов работы стана с минимальным нагревом электродвигателя нужно учитывать оптимальные соотношения между скоростью входа полосы в валки, ускорением и нагрузкой стана (VI.79).

На рис. 153 эти соотношения представлены графически.

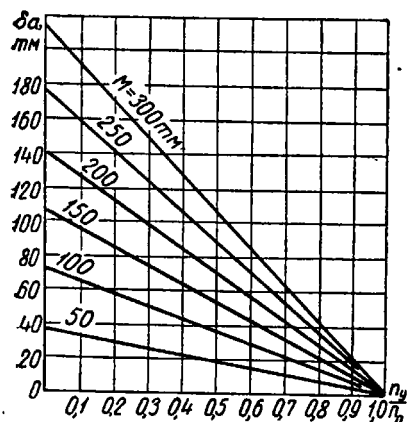


Рис. 153. Оптимальное соотношение между скоростью входа, ускорением и нагрузкой стана

На рис. 154 представлено изменение величины

$$(\Sigma M^2 t)_a = M_p^2 t_p + M_y^2 t_y + M_{\pi}^2 t_{\pi}.$$

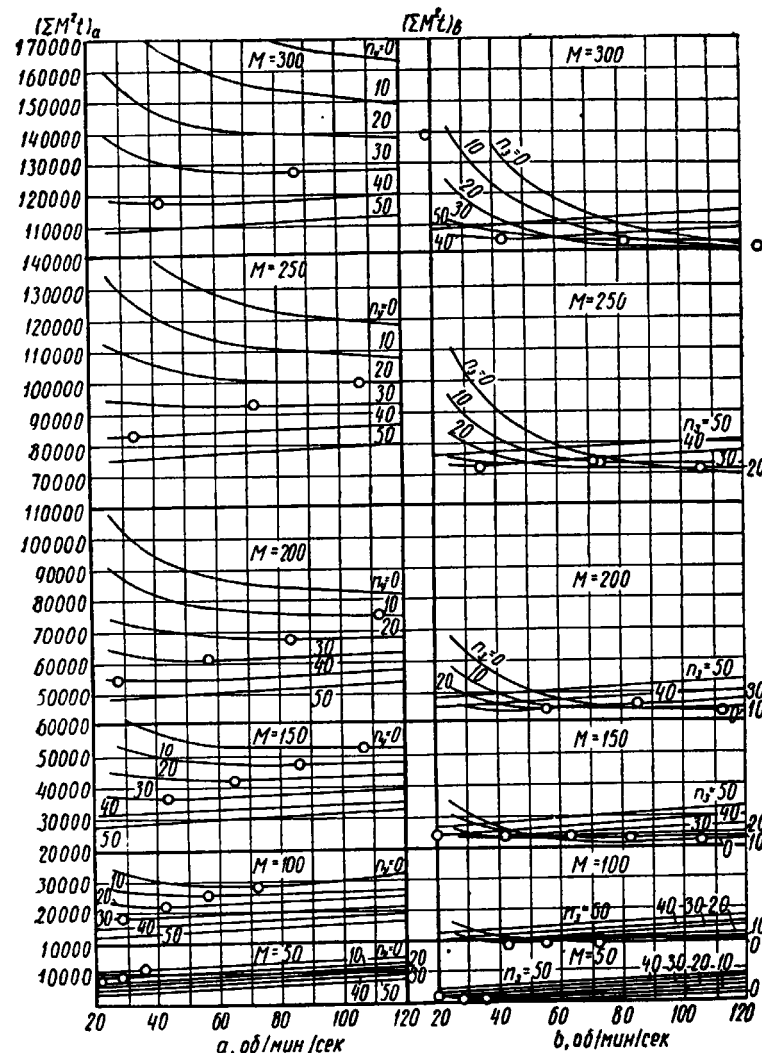


Рис. 154. Оптимальные ускорения валков реверсивного стана: а — при разгоне; б — при торможении

в зависимости от скорости входа и ускорения.

Из рассмотрения рис. 154, а следует, что при малых нагрузках стана (например, $M = 50$ тм) меньший нагрев электродвигателя будет при небольших ускорениях ($a = 20-40$ об/мин/сек).

При больших нагрузках стана (например, 200 т) и высоких скоростях захвата ($n_y = 30-40$ об/мин) меньший нагрев двигателя будет также при небольших ускорениях ($a = 30-60$ об/мин/сек), однако при низких скоростях захвата ($n_y = 20-10$ об/мин) меньший нагрев будет при больших ускорениях ($a = 85-110$ об/мин/сек).

На основании изложенного выше можно сделать следующий вывод: для уменьшения нагрева электродвигателя реверсивного стана скорость захвата полосы валками должна быть максимальной, допускаемой условиями захвата, а ускорение — оптимальным для этой скорости захвата (VI.79).

При малых скоростях захвата и больших нагрузках целесообразно работать со значительными ускорениями, а при малых нагрузках — с пониженными. При больших же скоростях захвата целесообразно работать с небольшими ускорениями независимо от нагрузки двигателя.

При изменении скорости захвата в широких пределах установки малой мощности должны обладать небольшими ускорениями, а установки большой мощности — большими ускорениями.

Оптимальное замедление. Для исследования влияния величины замедления b на нагрев электродвигателя аналогично предыдущему примем ускорение a и скорость входа полосы в валки n_y постоянными и обозначим сумму постоянных членов через A .

Тогда

$$\Sigma M^2 t = A + \frac{60}{n_n} M^2 \left(N_1 - \frac{n_n^2 - n_3^2}{120b} \right) + (M - M_b)^2 \frac{n_n - n_3}{b} + M_b^2 \frac{n_3}{b}.$$

Подставляя $M_b = \delta b$, будем иметь

$$\Sigma M^2 t = A + \frac{60}{n_n} M^2 \left(N_1 - \frac{n_n^2 - n_3^2}{120b} \right) + M^2 \frac{n_n - n_3}{b} + \delta^2 (n_n - n_3) b - 2M\delta (n_n - n_3) + \delta^2 n_3 b; \quad (\text{VI.81})$$

$$[\Sigma M^2 t]'_b = M^2 \frac{n_n^2 - n_3^2}{2n_n b^2} - M^2 \frac{n_n - n_3}{b^2} + \delta^2 n_3$$

и

$$[\Sigma M^2 t]''_b = -M^2 \frac{n_n^2 - n_3^2}{n_n b^3} + 2M^2 \frac{n_n - n_3}{b^3} = \frac{M^2}{n_n b^3} (n_n - n_3)^2.$$

Так как вторая производная положительна, то $[\Sigma M^2 t]_{\min}$ будет при $[\Sigma M^2 t]' = 0$, т. е. при

$$\frac{M^2}{b^3} \left(n_n - n_3 - \frac{n_n^2 - n_3^2}{2n_n} \right) = \delta^2 n_n,$$

откуда оптимальное замедление

$$\left. \begin{aligned} b_{\text{опт}} &= \frac{n_n - n_3}{\delta n_n \sqrt{2}} M = \frac{M}{\delta \sqrt{2}} \left(1 - \frac{n_3}{n_n} \right) \\ \text{или} \quad b_{\text{опт}} &= \frac{0,707}{\delta} \left(1 - \frac{n_3}{n_n} \right) M. \end{aligned} \right\} \quad (\text{VI.82})$$

Эти выражения аналогичны полученным для ускорения (VI.69) и, следовательно, график, представленный на рис. 153, будет применим и в этом случае.

Из сопоставления формул (VI.79) и (VI.82) следует, что

$$\begin{aligned} \text{при } n_y &= n_3 \quad a_{\text{опт}} = b_{\text{опт}}; \\ &» \quad n_y > n_3 \quad a_{\text{опт}} < b_{\text{опт}}; \\ &» \quad n_y < n_3 \quad a_{\text{опт}} > b_{\text{опт}}. \end{aligned}$$

Таким образом, оптимальное соотношение ускорений $\frac{b}{a}$ определяется преимущественным соотношением $\frac{n_y}{n_3}$.

Из уравнения (VI.61) видно, что любому постоянному замедлению b соответствует определенное оптимальное значение скорости выхода полосы из валков n_3 , при котором будет

$$[\Sigma M^2 t]_{\min}.$$

Выясним, при каком замедлении b и соответствующем $n_{3, \text{опт}}$ $\Sigma M^2 t$ будет наименьшей. Для этого в выражение (VI.81) подставим значение b из (VI.82):

$$\begin{aligned} \Sigma M^2 t &= A + \frac{60}{n_n} M^2 N_1 - \delta \sqrt{2} M \frac{n_n + n_3}{2} + \\ &+ M \delta n_n \sqrt{2} + \delta M \frac{n_n - n_3}{\sqrt{2}} - 2M\delta (n_n - n_3). \end{aligned}$$

Принимая за переменную величину n_3 и обозначая сумму постоянных членов через D , получим

$$\Sigma M^2 t = D + M n_3 \delta \left(2 - \frac{\sqrt{2}}{2} - \frac{1}{\sqrt{2}} \right),$$

или

$$\Sigma M^2 t = D + 0,586 \delta M n_3. \quad (\text{VI.83})$$

Из выражения (VI.83) следует, что $\Sigma M^2 t$ уменьшается с уменьшением n_3 и соответствующим увеличением оптимального замедления b (для n_y было наоборот). Поэтому для выбора режимов работы стана с минимальным нагревом электродвигателя нужно учитывать оптимальные соотношения между нагрузкой стана, замедлением и скоростью выхода полосы из валков.

На рис. 154, б представлены изменения величины

$$(\Sigma M^2 t)_b = M_n^2 t_n + M_3^2 t_3 + M_0^2 t_0$$

в зависимости от замедления b и скорости выхода полосы из валков n_3 .

Из данных рис. 154, б следует, что связь между $(\Sigma M^2 t)_b$, n_3 и b примерно та же, что и между $(\Sigma M^2 t)_a$, n_y и a по рис. 154, а.

На основании изложенного можно сделать следующий вывод: для уменьшения нагрева электродвигателя реверсивного стана скорость выхода полосы из валков должна быть минимальной, а замедление b оптимальным для этой скорости выхода n_3 .

В случае же заданного замедления b нужно принимать оптимальную скорость выхода.

При малых скоростях выхода и больших нагрузках стана целесообразно работать с повышенными замедлениями, а при малых нагрузках — с пониженными. При больших же скоростях выхода полосы из валков целесообразно работать при низких замедлениях независимо от нагрузки стана.

При изменении скорости выхода полосы в широких пределах установки малой мощности должны иметь небольшие замедления, а установки большой мощности — большие замедления, так как тепловые потери при малых значениях n_3 и b более существенны, чем при больших значениях.

Оптимальное среднее ускорение. При заданных скоростях входа и выхода полосы в пропуске оптимальное среднее ускорение легко определить по оптимальному ускорению (VI.79) и замедлению (VI.82)

$$k_{\text{опт}} = \frac{2a_{\text{опт}}b_{\text{опт}}}{a_{\text{опт}} + b_{\text{опт}}} = \frac{\left(1 - \frac{n_y}{n_n}\right)\left(1 - \frac{n_3}{n_n}\right)}{\left(1 - \frac{n_y}{n_n}\right) + \left(1 - \frac{n_3}{n_n}\right)} \frac{\sqrt{2}}{\delta} M$$

или

$$\left(\frac{\delta k}{M}\right)_{\text{опт}} = \frac{\left(1 - \frac{n_y}{n_n}\right)\left(1 - \frac{n_3}{n_n}\right)}{2 - \frac{n_y}{n_n} - \frac{n_3}{n_n}} \sqrt{2}. \quad (\text{VI.84})$$

Из формул (VI.79) и (VI.82) определится также и оптимальное соотношение между замедлением и ускорением

$$\left(\frac{b}{a}\right)_{\text{опт}} = \frac{n_n - n_3}{n_n - n_y} = \frac{1 - \frac{n_3}{n_n}}{1 - \frac{n_y}{n_n}}. \quad (\text{VI.85})$$

Как было выяснено выше, наименьший нагрев электродвигателя будет при $n_y \rightarrow n_n$ и $n_3 \rightarrow 0$, т. е. с увеличением скорости входа и уменьшением скорости выхода полосы из валков уменьшается $\Sigma M^2 t$. Рассматривая с этой точки зрения равенство (VI.85), видим, что нагрев двигателя будет тем меньше, чем больше отношение замедления к ускорению.

При работе на блюмингах скорость входа обычно не превышает 20—30 об/мин. Тогда при оптимальном $n_3 = 0$ и $n_n = 50$ об/мин оптимальное соотношение ускорений на основании (VI.85) составит $\frac{b}{a} = 2$.

На ряде блюмингов, работающих с повышенными обжатиями, из условий захвата вынуждены принимать очень малые скорости входа $n_y \rightarrow 0$, тогда оптимальное соотношение между замедлением и ускорением будет $\frac{b}{a} = 1$.

Отношение $\frac{b}{a} < 1$, получающееся при больших скоростях выхода полосы из валков, практически не применяется из-за значительного снижения перегрузочной способности двигателя по полезному моменту прокатки.

Если отношение $m = \frac{b}{a}$ задано, то оптимальные ускорения не могут быть получены из формул (VI.79) и (VI.82). Требуются новые равенства, которые позволили бы найти оптимальные ускорения по заданным $\frac{n_y}{n_n}$, $\frac{n_3}{n_n}$ и $\frac{b}{a}$.

В этом случае при выводе нужно учитывать уже полное уравнение для $\Sigma M^2 t$, когда постоянные члены отсутствуют, так как переменны и a и b .

В общем виде уравнение для $\Sigma M^2 t$ при $n_n \ll n_n$ можно записать так

$$\Sigma M^2 t = M_p^2 t_p + M_y^2 t_y + M_n^2 t_n + M_3^2 t_3 + M_0^2 t_0. \quad (\text{VI.86})$$

Выразим время через число оборотов и ускорения, а заданное отношение ускорений обозначим через $m = \frac{b}{a}$, тогда, подставляя в (VI.86) $b = am$, получим (пренебрегая моментом холостого хода)

$$\Sigma M^2 t = M_a^2 \frac{n_y}{a} + (M + M_a)^2 \frac{n_n - n_y}{a} + (M - M_b)^2 \frac{n_n - n_3}{ma} + \\ + M_b^2 \frac{n_3}{ma} + 60 \frac{M^2}{n_n} \left(N_1 - \frac{n_n^2 - n_y^2}{120a} - \frac{n_n^2 - n_3^2}{120ma} \right).$$

Выразим динамические моменты через ускорения $M_a = \delta a$, $M_b = \delta ma$ и подставим в предыдущее равенство. После сокращений получим

$$\Sigma M^2 t = M^2 \frac{n_n - n_y}{a} + \delta^2 n_n a + 2M\delta (n_n - n_y) + M^2 \frac{n_n - n_3}{ma} + \\ + \delta^2 n_n ma - 2M\delta (n_n - n_3) + 60M^2 \frac{N_1}{n_n} - \frac{M^2}{n_n} \left(\frac{n_n^2 - n_y^2}{2a} + \frac{n_n^2 - n_3^2}{2ma} \right). \quad (\text{VI.87})$$

Принимая за переменную величину a , найдем минимум $\Sigma M^2 t$ из уравнения (VI.87).

Первая производная от (VI.87) по a :

$$[\Sigma M^2 t]_a' = \frac{M^2}{a^2} \left(\frac{n_n^2 - n_y^2}{2n_n} + \frac{n_n^2 - n_3^2}{2n_n m} - n_n + n_y - \frac{n_n}{m} + \frac{n_3}{m} \right) + \delta^2 n_n (1 + m) = \delta^2 n_n (1 + m) - \frac{M^2}{a^2} \left[\frac{(n_n - n_y)^2}{2n_n} + \frac{(n_n - n_3)^2}{2mn_n} \right].$$

Так как вторая производная

$$[\Sigma M^2 t]_a'' = 2 \frac{M}{a^3} \left[\frac{(n_n - n_y)^2}{2n_n} + \frac{(n_n - n_3)^2}{2mn_n} \right]$$

положительна, то функция имеет минимум при $[\Sigma M^2 t]_a' = 0$.

Приравняв нулю первую производную, получим оптимальные ускорения при заданных m , $\frac{n_y}{n_n}$ и $\frac{n_3}{n_n}$

$$\frac{\delta a}{M} = \sqrt{\frac{1}{2(1+m)} \left[\left(1 - \frac{n_y}{n_n}\right)^2 + \frac{1}{m} \left(1 - \frac{n_3}{n_n}\right)^2 \right]} \quad (\text{VI.88})$$

и, так как $b = ma$,

$$\frac{\delta b}{M} = m \sqrt{\frac{2}{2(1+m)} \left[\left(1 - \frac{n_y}{n_n}\right)^2 + \frac{1}{m} \left(1 - \frac{n_3}{n_n}\right)^2 \right]}. \quad (\text{VI.89})$$

Принимая во внимание, что

$$k = \frac{2ab}{a+b} = \frac{2ma}{1+m}, \quad (\text{VI.90})$$

и подставляя значение a из уравнения (VI.88), можно написать выражение для оптимального среднего ускорения:

$$\frac{\delta k}{M} = m \sqrt{\frac{2}{(1+m)^3} \left[\left(1 - \frac{n_y}{n_n}\right)^2 + \frac{1}{m} \left(1 - \frac{n_3}{n_n}\right)^2 \right]}. \quad (\text{VI.91})$$

При $m = \frac{b}{a} = 1$

$$\frac{\delta k}{M} = \frac{1}{2} \sqrt{\left(1 - \frac{n_y}{n_n}\right)^2 + \left(1 - \frac{n_3}{n_n}\right)^2}, \quad (\text{VI.92})$$

а при $n_y = n_3$

$$\frac{\delta k}{M} = \frac{\sqrt{2}}{2} \left(1 - \frac{n_y}{n_n}\right) = 0,707 \left(1 - \frac{n_y}{n_n}\right), \quad (\text{VI.92}')$$

т. е. аналогично (VI.79) и (VI.82).

Для определения a и b по известным k и m можно пользоваться выражениями, полученными из уравнения (VI.90)

$$a = \frac{1+m}{2m} k; \quad (\text{VI.93})$$

$$b = \frac{1+m}{2} k; \quad (\text{VI.94})$$

Таким образом, каждому данному соотношению между n_y и n_3 (при заданном $m = \frac{b}{a}$) соответствует определенное среднее ускорение, при котором нагрев двигателя будет наименьшим.

На рис. 155 приведен график зависимости k от $\frac{n_y}{n_n}$ и $\frac{n_3}{n_n}$ по формуле (VI.91) при $m = \frac{b}{a} = 1$.

Аналогичные графики могут быть построены и для любого другого значения отношения $\frac{b}{a}$.

Влияние переменного ускорения на нагрев электродвигателя.

В практике часто встречаются переменные ускорения в периоде прокатки с нагрузкой при раскручивании валков. Наиболее характерны эти случаи при прокатке за номинальной скоростью, но они имеют место и при прокатке до номинальной скорости двигателя. Последнее происходит при наличии в схеме управления приводом регулятора нагрузки. Тогда ускорение падает тем быстрее, чем более фактическая сила тока в якоре двигателя превышает номинальную силу тока.

Такое уменьшение ускорения в периоде прокатки полосы с ускорением увеличивает нагрев двигателя.

Подтвердим это примером.

Пусть ускорение валков до захвата полосы будет $a_p = 100$ об/мин/сек, после захвата полосы валками при нагрузке $M = 200$ тм ускорение падает до $a_y = 20$ об/мин/сек. Приняв $b = 100$ об/мин/сек; $\delta = 1$; $N = 1$ об.; $n_y = 25$ об/мин; $n_3 = 0$; $n_n = 50$ об/мин, рассчитаем $\Sigma M^2 t$ (табл. 54).

По уравнению (VI.79) или графику на рис. 154, a находим оптимальное ускорение $a_{\text{опт}} = 70$ об/мин/сек и, приняв его постоянным для периодов t_p и t_y , повторно рассчитываем $\Sigma M^2 t$. Кроме того, сделаем подсчет для постоянных ускорений, больших ($a = 100$ об/мин/сек) и меньших ($a = 40$ об/мин/сек) оптимального (табл. 54).

Из сопоставления результатов следует, что переменное ускорение в пропуске приводит к увеличению нагрева двигателя не только по сравнению с оптимальным ускорением (на 14%), но и по сравнению с иными постоянными ускорениями.

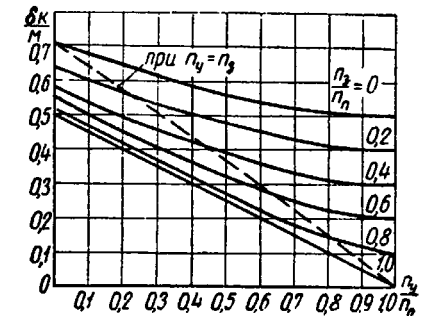


Рис. 155. График зависимости k от $\frac{n_y}{n_n}$ и $\frac{n_3}{n_n}$ при $m = \frac{b}{a} = 1$

$\Sigma M^2 t$	$M_s^2 t_s$	$M_{п.п}^2$	$M_y^2 t_y$	$M_p^2 t_p$	τ сек.	t_s сек.	$t_{п.п}$ сек.	$N_{п.п. об.}$	$N_y об.$	t_y сек.	t_p сек.	a_y об/мин/сек	a_p об/мин/сек
68575	5000	575	60500	2500	2,00	0,50	0,014	0,012	0,78	1,25	0,25	20	100
60100	5000	27250	26100	1750	1,90	0,50	0,682	0,568	0,224	0,358	0,358	70	70
61300	5000	19300	36000	1000	2,23	0,50	0,482	0,402	0,39	0,625	0,625	40	40
60600	5000	30600	22500	2500	1,77	0,50	0,765	0,636	0,156	0,25	0,25	100	100

Оптимальная номинальная скорость. До сих пор при изучении условий минимального нагрева реверсивного электродвигателя предполагалось, что номинальная скорость последнего задана. Рассмотрим теперь влияние на нагрев двигателя изменения его номинальной скорости, принимая при этом, как и ранее, постоянную скорость в пропуске равной номинальной скорости двигателя $n_{п.опт} = n_n$.

Напишем выражение для $\Sigma M^2 t$ и исследуем его на минимум.

$$\begin{aligned} \Sigma M^2 t = & M_a^2 \frac{n_y}{a} + (M + \\ & + M_a)^2 \frac{n_n - n_y}{a} + \frac{M^2}{n_n} 60 \left(N_1 - \right. \\ & - \frac{n_n^2 - n_y^2}{120a} - \frac{n_n^2 - n_s^2}{120b} \left. \right) + (M - \\ & - M_b)^2 \frac{n_n - n_s}{b} + M_b^2 \frac{n_s}{b}. \end{aligned}$$

Принимая за переменную величину $n_n = n_n$, возьмем первую производную от $\Sigma M^2 t$

$$\begin{aligned} [\Sigma M^2 t]_{n_n}' = & M^2 \left[\frac{1}{a} \left(1 + \right. \right. \\ & + \frac{M_a}{M} \left. \right)^2 + \frac{1}{b} \left(1 - \frac{M_b}{M} \right)^2 - \\ & - \frac{1}{k} - \frac{60N_1}{n_n^2} - \\ & - \frac{1}{2n_n^2} \left(\frac{n_y^2}{a} + \frac{n_s^2}{b} \right) \left. \right]. \end{aligned}$$

Так как вторая производная

$$[\Sigma M^2 t]_{n_n}'' = \left[\frac{120N_1}{n_n^3} + \frac{1}{n_n^3} \left(\frac{n_y^2}{a} + \frac{n_s^2}{b} \right) \right] M^2 > 0,$$

то функция $\Sigma M^2 t$ имеет минимум при

$$[\Sigma M^2 t]' = 0, \quad (VI.95)$$

откуда

$$n_{п.опт} = \sqrt{\frac{60k \left(N_1 + \frac{n_y^2}{120a} + \frac{n_s^2}{120b} \right)}{\frac{k}{a} \left(1 + \frac{M_a}{M} \right)^2 + \frac{k}{b} \left(1 - \frac{M_b}{M} \right)^2 - 1}}$$

или

$$n_{п.опт} = \sqrt{\frac{60k \left(N_1 + \frac{n_y^2}{120a} + \frac{n_s^2}{120b} \right)}{1 + (a+b)k \left(\frac{\delta}{M} \right)^2}}. \quad (VI.96)$$

Наконец, принимая во внимание, что $(a+b) = \frac{2ab}{k}$, получим

$$n_{п.опт} = \sqrt{\frac{60k \left(N_1 + \frac{n_y^2}{120a} + \frac{n_s^2}{120b} \right)}{1 + 2\delta^2 \frac{ab}{M^2}}}. \quad (VI.97)$$

Из формулы (VI.97) и рис. 156 следует, что наибольшее влияние на $n_{п.опт}$ оказывают длина прокатываемой полосы и нагрузочный момент прокатки. С их возрастанием увеличивается и $n_{п.опт}$.

Кроме того, $n_{п.опт}$ возрастает с увеличением ускорений и скоростей n_y и n_s (верхняя линия при $n_y = n_s = 50$ об/мин; нижняя линия при $n_y = n_s = 0$); график построен при различных значениях k (20; 40; 60 и 100 об/мин/сек), при $a = b$, $\delta = 1$ и, следовательно, при $M_a = a\delta = a$ и $M_b = \delta b = b$.

Выбор оптимальной номинальной скорости довольно сложен. При прокатке коротких полос она должна быть меньше, чем при прокатке длинных полос; при прокатке с малыми нагрузками она должна быть меньше, чем при прокатке с большими нагрузками. Но длина полосы в процессе прокатки значительно увеличивается, нагрузки также могут значительно измениться, поэтому нужно выбирать какое-то среднее значение $n_{п.опт}$. При выборе n_n нужно ориентироваться главным образом на ту группу наиболее нагруженных пропусков, которые дают большую часть $\Sigma \Sigma M^2 t$ всего цикла прокатки.

При выбранном числе оборотов валков n_n нагрузки по пропускам нужно распределять для уменьшения $\Sigma \Sigma M^2 t$ таким образом, чтобы они убывали от первых к последним пропускам в соответствии с увеличением длины полосы (как следует из рис. 156). Тогда n_n может оказаться оптимальной для всех пропусков. Рассмотрим влияние n_n на $\Sigma M^2 t$ на следующем примере.

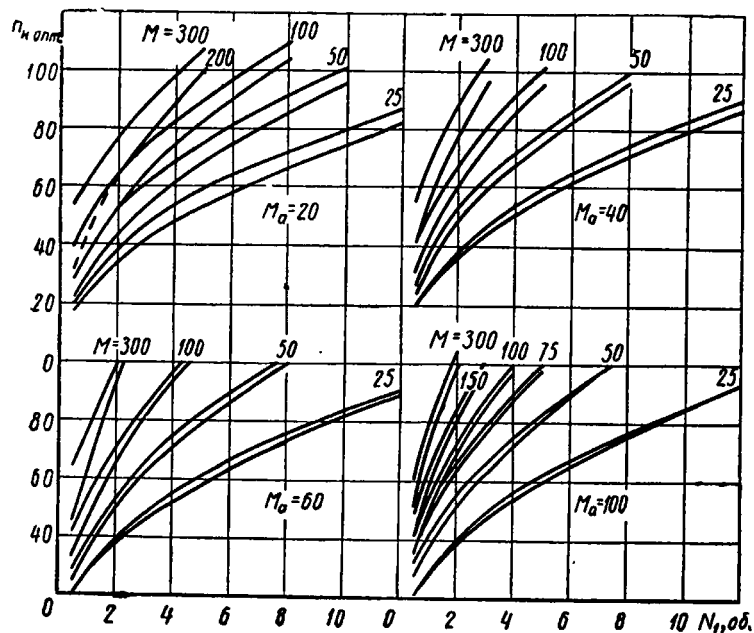


Рис 156. Оптимальные значения номинальной скорости двигателя

Пример. Определить $n_{n, \text{опт}}$, если дано: $M = 100 \text{ тм}$; $\delta = 1$; $N = 2 \text{ об.}$; $n_y = 0$ и $n_z = 10 \text{ об/мин}$ при $a = b = k = 40 \text{ об/мин/сек}$.

После подстановки в формулу (VI.97) имеем $n_{n, \text{опт}} \approx 60 \text{ об/мин}$.

Вычислим $\Sigma M^2 t$ как при оптимальном, так и при большем и меньшем значениях n_n ; результаты расчёта приведены в табл. 55.

Таблица 55

n_n об/мин	t_y сек.	t_n сек.	t_z сек.	τ , сек.	$M_y^2 t_y$	$M_n^2 t_n$	$M_z^2 t_z$	$M_0^2 t_0$	$\Sigma M^2 t$
50	1,25	1,175	1,0	3,67	24500	11750	3600	400	40250
60	1,50	0,52	1,25	3,52	29400	5200	4500	400	39500
70	1,74	0	1,49	3,48	34300	0	5400	400	40100

Из табл. 55 видно, что отклонение от $n_{n, \text{опт}}$ как в одну, так и другую сторону увеличивает $\Sigma M^2 t$, т. е. нагрев двигателя.

При большей разнице в отклонениях от $n_{n, \text{опт}}$ тепловые потери двигателя увеличиваются значительно.

Оптимальное число пропусков. При ограниченной мощности двигателя оптимальным будет то число пропусков, при котором период пропуска из условий нагрева двигателя приблизительно равен суммарной длительности всех пропусков

$$T_{\min} = \frac{[\Sigma M^2 t]_{\min}}{M_n^2} \approx \Sigma \tau. \quad (\text{VI.98})$$

Двигатель не проходит по нагреву в тех случаях, когда по пропускам имеется значительная перегрузка и период по нагреву значительно превышает суммарную длительность пропусков $\Sigma \tau$. В этом случае целесообразно увеличивать число пропусков, снижая соответственно нагрузку каждого пропуска. При этом снижается не только $\Sigma M^2 t$ каждого пропуска, но и $\Sigma \Sigma M^2 t$ всех пропусков. В результате уменьшается T и увеличивается $\Sigma \tau$, они сближаются. Первоначально, пока перегрузка в пропусках высокая, $\Sigma M^2 t$ каждого пропуска убывает быстрее, чем увеличивается число пропусков, и поэтому $\Sigma \Sigma M^2 t$ уменьшается. Однако при значительном снижении перегрузки по пропускам $\Sigma M^2 t$ пропуска уменьшается медленнее, чем увеличивается число пропусков, и $\Sigma \Sigma M^2 t$ начнет увеличиваться, следовательно, начнет увеличиваться и период прокатки из условий нагрева. Число пропусков ($m_{\text{опт}}$), при котором будет $(\Sigma \Sigma M^2 t)_{\min}$, соответствует двигателю минимальной мощности $M_{n, \min}$.

Дальнейшее увеличение числа пропусков уже бесцельно (рис. 157, верхняя кривая). Если же двигатель задан, то равенство $T = \Sigma \tau$ может наступить значительно раньше и определить из условий нагрева тем меньшее число пропусков, чем больше мощность двигателя.

На рис. 157 двигателям убывающей мощности (M_{n1} ; M_{n2} ; M_{n3}) соответствуют возрастающие оптимальные числа пропусков ($m_{\text{опт}1}$, $m_{\text{опт}2}$, $m_{\text{опт}3}$) и возрастающие оптимальные циклы прокатки ($T_{\text{опт}1}$; $T_{\text{опт}2}$; $T_{\text{опт}3}$).

Кривая суммарной продолжительности пропусков ($\Sigma \tau$) имеет тенденцию к затуханию, так как с увеличением числа пропусков средняя скорость прокатки возрастает, а паузы между пропусками без кантовки несколько снижаются (так как при меньших обжатиях уменьшается время на перемещение верхнего вала t_{ny}).

Следует также отметить, что увеличение числа пропусков за счет снижения обжатий позволит увеличить скорости входа n_y , лимитируемые условиями захвата, а это, как известно, также будет способствовать снижению $\Sigma \Sigma M^2 t$ (VI.68).

Сделать аналитический вывод для $(\Sigma \Sigma M^2 t)_{\min}$ фактических пропусков затруднительно, так как отдельные пропуски могут

значительно отличаться друг от друга длинами полосы, моментами нагрузки и т. д. Поэтому введем понятие об усредненном пропуске с таким расчетом, чтобы соблюдалось равенство

$$m(\Sigma M^2 t)_c = \Sigma(\Sigma M^2 t)_\phi, \quad (\text{VI.99})$$

где m — число пропусков;
 $(\Sigma M^2 t)_c$ — соответствует $\Sigma M^2 t$ среднего пропуска;
 $(\Sigma M^2 t)_\phi$ — соответствует $\Sigma M^2 t$ фактических пропусков.

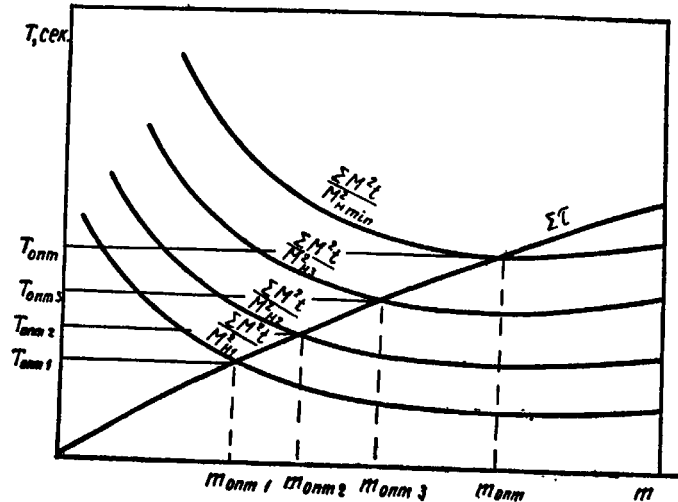


Рис. 157. Зависимость оптимального числа пропусков от мощности двигателя

Учитывая, что приближенно моменты изменяются пропорционально обжатиям, а следовательно, обратно пропорционально числу пропусков, можно с достаточной степенью точности принять, что сумма моментов по пропускам с изменением числа пропусков остается постоянной:

$$\Sigma M = m M = \Pi = \text{const.} \quad (\text{VI.100})$$

Многочисленные расчеты подтверждают, что условие независимости суммы моментов от числа пропусков является довольно строгой закономерностью.

В связи с этим момент нагрузки в усредненном пропуске будет равен

$$M_c = \frac{\Pi}{m}. \quad (\text{VI.101})$$

На основании выражений (VI.99) и (VI.101), пренебрегая моментом холостого хода, можно написать

$$\Sigma \Sigma M^2 t = m \left[M_a^2 t_p + \left(\frac{\Pi}{m} + M_a \right)^2 t_y + \right.$$

$$\left. + \left(\frac{\Pi}{m} \right)^2 t_n + \left(\frac{\Pi}{m} - M_b \right)^2 t_s + M_b^2 t_0 \right].$$

Для определения минимума этой функции найдем первую и вторую производные по m .

$$[\Sigma \Sigma M^2 t]'_m = M_a^2 t_p + \left(\frac{\Pi}{m} \right)^2 (t_y + t_n + t_s) + M_a^2 t_y + M_b^2 t_s + M_b^2 t_0;$$

$$[\Sigma \Sigma M^2 t]''_m = \frac{2\Pi^2}{m^3} (t_y + t_n + t_s) = \frac{2\Pi^2}{m^3} t_m > 0.$$

Так как вторая производная положительна, то $\Sigma \Sigma M^2 t$ имеет минимум при $[\Sigma \Sigma M^2 t]'_m = 0$, т. е. при

$$\left(\frac{\Pi}{m} \right)^2 t_m = M_a^2 \frac{n_n}{a} + M_b^2 \frac{n_n}{b},$$

или

$$\left(\frac{\Pi}{m} \right)^2 t_m = \delta^2 n_n (a + b).$$

Отсюда получим выражение для оптимального числа пропусков

$$m = \frac{\Pi}{\delta} \sqrt{\frac{t_m}{n_n (a + b)}} \quad (\text{VI.102})$$

или, учитывая, что

$$(a + b) = \frac{2ab}{k},$$

$$m = \frac{\Pi}{\delta} \sqrt{\frac{k t_m}{2ab n_n}} = \Pi \sqrt{\frac{k t_m}{2n_n M_a M_b}}. \quad (\text{VI.103})$$

Зная $\Pi = \Sigma M$ при данном числе пропусков, можно подсчитать оптимальное число пропусков, подставляя в формулу (VI.103) среднее машинное время t_m . Удобнее этот вывод отнести не ко всем пропускам, а к отдельным группам пропусков, мало отличающихся величинами M и t_m . Такой дифференцированный подход позволит вместо усредненных данных пользоваться фактическими данными пропусков и вывод будет более точным. Общее оптимальное число пропусков определится как сумма оптимальных чисел пропусков по группам.

Из формулы (VI.103) можно получить и выражение для оптимального нагрузочного момента

$$M_{\text{опт}} = \frac{\Pi}{m} = \delta \sqrt{\frac{2ab n_n}{k t_m}} = \delta \sqrt{a \left(1 + \frac{b}{a} \right) \frac{n_n}{t_m}}, \quad (\text{VI.104})$$

при котором будет $(\Sigma \Sigma M^2 t)_{\min}$, а также для

$$\left(\frac{M}{M_a} \right)_{\text{опт}} = \frac{M}{\delta a} = \sqrt{\frac{2n_n}{k t_m} \cdot \frac{b}{a}}. \quad (\text{VI.105})$$

Из уравнения (VI.104) следует также, что

$$M_{\text{опт}}^2 t_m = \frac{2\delta^2 ab}{k} n_n = \frac{2M_a M_b}{k} n_n = \delta^2 (a + b) n_n, \quad (\text{VI.106})$$

т. е. для данного стана или при постоянных n_n , a , b и δ произведение из квадрата оптимального момента на машинное время есть величина постоянная для всех пропусков. Отсюда следует, что при $(\Sigma \Sigma M^2 t)_{\min}$ отношение квадратов оптимальных моментов должно быть обратно пропорциональным машинному времени или

$$\frac{M'_{\text{опт}}}{M_{\text{опт}}} = \sqrt{\frac{t_m}{t'_m}}, \quad (\text{VI.107})$$

т. е., чем больше длина полосы, прокатываемой на данном стане, тем меньше будет оптимальный момент при $(\Sigma \Sigma M^2 t)_{\min}$.

Из формулы (VI.105) следует также, что для различных станов с увеличением ускорения $\left(\frac{M}{M_a}\right)_{\text{опт}}$ уменьшается, но абсолютное значение $M_{\text{опт}}$ увеличивается. С увеличением номинальной скорости $n_n = n_n$ как $\left(\frac{M}{M_a}\right)_{\text{опт}}$, так и $M_{\text{опт}}$ увеличиваются.

Пример. Определить оптимальное число пропусков для двигателя минимальной мощности и для данного двигателя с $M_n = 100$ тм, $\delta = 1$, $n_n = 50$ об/мин и $a = b = 40$ об/мин/сек, если для среднего пропуска $N_{1c} = 3$ об. и $n_y = n_3 = 20$ об/мин. Сумма моментов во всех пропусках $\Pi = 1250$ тм. (Для решения задачи практически нужно знать моменты по пропускам при каком-либо числе пропусков.)

Определим сперва периоды среднего пропуска:

$$t_p = \frac{n_y}{a} = \frac{20}{40} = 0,5 \text{ сек.};$$

$$t_y = \frac{n_n - n_n}{a} = \frac{50 - 20}{40} = 0,75 \text{ сек.};$$

$$t_3 = \frac{n_n - n_3}{b} = \frac{50 - 20}{40} = 0,75 \text{ сек.};$$

$$t_0 = \frac{n_3}{b} = \frac{20}{40} = 0,5 \text{ сек.};$$

$$t_n = \frac{N_1 - \frac{n_n^2 - n_y^2}{120a} - \frac{n_n^2 - n_y^2}{120b}}{n_n} \cdot 60 = 2,55 \text{ сек.}$$

Тогда машинное время среднего пропуска составит

$$t_m = t_y + t_n + t_3 = 4,05 \text{ сек. и } \tau = t_p + t_m + t_0 = 5,05 \text{ сек.}$$

Таблица 56

Данные к расчету оптимального числа пропусков

m	10	11	12	33	37	39	40	41	42
$M_c, \text{ тм}$	125	114	104	38	34	32	31,2	30,5	30
$M_{p'p}^2 t_p + M_0^2 t_0$	1600	1600	1600	1600	1600	1600	1600	1600	1600
$M_y^2 t_y$	20400	17800	15550	4600	4100	3900	3800	3700	3700
$M_n^2 t_n$	39800	33200	27600	3700	2950	2630	2500	2400	2300
$M_3^2 t_3$	5450	4100	3100	0	30	50	60	75	75
$\Sigma M^2 t$	67250	56700	47850	9900	8680	8180	7960	7775	7675
$\Sigma \Sigma M^2 t$	672500	625000	574000	327000	321000	319000	318300	319000	322000
$\Sigma \tau, \text{ сек.}$	50,5	55,6	60,6	167	187	197	202	207	212
$T, \text{ сек.}$	67,25	62,5	57,4	—	—	—	—	—	—

По формуле (VI.102) или (VI.103) находим оптимальное число пропусков для двигателя минимальной мощности

$$m = \frac{\Pi}{\delta} \sqrt{\frac{t_m}{n_n(a+b)}} \approx 40.$$

Оптимальный момент в этом случае будет

$$\frac{\Pi}{m} = 1250 : 40 = 31,2 \text{ тм.}$$

Результаты остальных вычислений даны в табл. 56, из которой видно, что $\{\Sigma \Sigma M^2 t\}_{\min}$ действительно имеет место при числе пропусков $m = 40$. Наименьший двигатель должен обладать номинальным моментом

$$M_n \geq M_{\text{кв}} = \sqrt{\frac{(\Sigma \Sigma M^2 t)_{\min}}{\Sigma \tau}} = \sqrt{\frac{318\,300}{202}} = 40 \text{ тм.}$$

При двигателе $M_n = 100$ тм оптимальное число пропусков будет равно 12 и период в 60,6 сек. будет определяться длительностью пропусков ($\Sigma \tau > T$). При $m = 11$ период будет больше (62,5 сек. по нагреву двигателя), а при $m = 10$ по той же причине еще больше — 67,25 сек. ($T > \Sigma \tau$).

Оптимальное распределение обжатий по пропускам. При выборе оптимального режима прокатки из условия минимального нагрева двигателя важно не только определить оптимальное число пропусков, но и правильно распределить обжатия по пропускам при данном числе пропусков. От распределения обжатий по пропускам зависит и распределение нагрузок по пропускам.

Так как длина полосы по ходу прокатки увеличивается, то увеличение или уменьшение нагрузок на двигатель по ходу прокатки, очевидно, будет влиять на $\Sigma \Sigma M^2 t$. Практически при данном числе пропусков всегда имеется возможность в той или иной степени перераспределять нагрузки между пропусками.

Выясним, при каком распределении нагрузок по пропускам будет $(\Sigma \Sigma M^2 t)_{\min}$.

Для этого достаточно сопоставить $\Sigma \Sigma M^2 t$ любых двух пропусков, отличающихся длиной полосы при различном соотношении нагрузок в этих пропусках.

Здесь также будем исходить из условия независимости суммы моментов по пропускам от распределения нагрузок между пропусками. Это аналогично ранее рассмотренному условию независимости суммы моментов от числа пропусков. Многочисленные расчеты подтверждают достаточную точность этого условия.

Напишем выражение для $\Sigma \Sigma M^2 t$ любых двух пропусков, отличающихся длиной полосы (машинным временем) и нагрузками на двигатель (M_1 и M_2) при $(M_1 + M_2) = \text{const}$.

$$\Sigma \Sigma M^2 t = M_a^2 t_{p1} + (M_1 + M_a)^2 t_{y1} + M_1^2 t_{n1} + (M_1 - M_b)^2 t_{z1} + M_b^2 t_{o1} + \\ + M_a^2 t_{p2} + (M_2 + M_a)^2 t_{y2} + M_2^2 t_{n2} + (M_2 - M_b)^2 t_{z2} + M_b^2 t_{o2}.$$

После раскрытия скобок и преобразования получим

$$\Sigma \Sigma M^2 t = M_1^2 t_{m1} + \delta^2 (a + b) n_n - 2M_1 \delta (n_{z1} - n_{y1}) + \\ + M_2^2 t_{m2} + \delta^2 (a + b) n_n - 2M_2 \delta (n_{z2} - n_{y2}).$$

Найдем первую производную, принимая M_1 в качестве переменной, а $(M_1 + M_2) = P$ — постоянной величины и, заменяя M_2 через $(P - M_1)$, запишем

$$[\Sigma \Sigma M^2 t]_{M_1}' = 2M_1 t_{m1} - 2\delta (n_{z1} - n_{y1}) + 2M_1 t_{m2} - \\ - 2Pt_{m2} + 2\delta (n_{z2} - n_{y2}),$$

так как вторая производная

$$[\Sigma \Sigma M^2 t]_{M_1}'' = 2t_{m1} + 2t_{m2} > 0,$$

то $(\Sigma \Sigma M^2 t)_{\min}$ будет при $[\Sigma \Sigma M^2 t] = 0$, т. е. при

$$M_1 (t_{m1} + t_{m2}) = Pt_{m2} - \delta (n_{z2} - n_{y2} - n_{z1} + n_{y1}).$$

Следовательно,

$$M_1 = \frac{Pt_{m2} - \delta (n_{z2} - n_{y2} - n_{z1} + n_{y1})}{t_{m1} + t_{m2}} \quad (\text{VI. 108})$$

или

$$M_1 = \frac{(M_1 + M_2) t_{m2} - \delta (n_{z2} - n_{y2} - n_{z1} + n_{y1})}{t_{m1} + t_{m2}} \quad (\text{VI. 108}') \quad \text{или}$$

Таким образом, оптимальное соотношение моментов по пропускам зависит от соотношения между машинным временем и скоростями этих пропусков.

Оптимальное соотношение между моментами пропусков при постоянной их сумме и при $(n_{z2} - n_{y2} - n_{z1} + n_{y1}) = 0$, будет обратно пропорционально машинному времени

$$\frac{M_1}{M_1 + M_2} = \frac{t_{m2}}{t_{m1} + t_{m2}} \quad \text{или} \quad \frac{M_1}{M_2} = \frac{t_{m2}}{t_{m1}} \quad (\text{VI. 109})$$

или, другими словами, произведение из момента прокатки на машинное время по пропускам должно быть постоянным:

$$Mt_m = \text{const.} \quad (\text{VI. 110})$$

Проверим равенство (VI. 108) на примерах.

Пример 1. Найти оптимальное соотношение моментов двух пропусков при следующих данных: $M_1 + M_2 = 300$ тм;

$M_x = 0$; $\delta = 1$; $a = b = 40$ об/мин/сек; $n_n = 50$ об/мин;

$N_{1,1} = 1,0$ об.; $N_{1,2} = 5,0$ об.; $n_{y1} = n_{z1} = n_{y2} = n_{z2} = 30$ об/мин.

Тогда периоды пропусков будут

$$t_{p1} = t_{o1} = t_{p2} = t_{o2} = 30 : 40 = 0,75 \text{ сек.};$$

$$t_{y1} = t_{z1} = t_{y2} = t_{z2} = (50 - 30) : 40 = 0,5 \text{ сек.};$$

$$t_{n1} = \frac{N_{1,1} - N_y - N_z}{n_n} \cdot 60 = 0,4 \text{ сек.};$$

$$t_{n2} = \frac{N_{1,2} - N_y - N_z}{n_n} \cdot 60 = 5,2 \text{ сек.};$$

$$t_{m1} = t_{y1} + t_{n1} + t_{z1} = 1,4 \text{ сек.};$$

$$t_{m2} = t_{y2} + t_{n2} + t_{z2} = 6,2 \text{ сек.}$$

Из формулы (VI. 108)

$$M_1 = (M_1 + M_2) \frac{t_{m2}}{t_{m1} + t_{m2}} = 245 \text{ тм.}$$

$$M_2 = 55 \text{ тм.}$$

Результаты расчета $\Sigma \Sigma M^2 t$ при оптимальном и других соотношениях моментов приведены в табл. 57, из которой следует, что при оптимальных моментах двух пропусков 245 и 55 тм действительно имеет место $(\Sigma \Sigma M^2 t)_{\min}$. При неблагоприятном рас-

Результаты расчета $\Sigma \Sigma M^2 t$ (пример 1)

$N_{1,1} = 1,0 \text{ об.}$										$N_{1,2} = 5,0 \text{ об.}$											
$M_1, m\kappa$	$M_{\text{p}^2\text{p}}$	$M_{\text{y}^2\text{y}}$	$M_{\Pi^2\Pi}$	$M_{3^2\text{з}}$	$M_{0^2\text{т}}$	$\Sigma M^2 t$	$M_2, m\kappa$	$M_{\text{p}^2\text{p}}$	$M_{\text{y}^2\text{y}}$	$M_{\Pi^2\Pi}$	$M_{3^2\text{з}}$	$M_{0^2\text{т}}$	$\Sigma M^2 t$	$M_1, m\kappa$	$M_{\text{p}^2\text{p}}$	$M_{\text{y}^2\text{y}}$	$M_{\Pi^2\Pi}$	$M_{3^2\text{з}}$	$M_{0^2\text{т}}$	$\Sigma M^2 t$	
270	1200	48000	29200	26400	1200	106000	30	1200	2450	4700	50	1200	9600	115600	250	1200	42000	25000	22000	1200	110900
250	1200	42000	25000	22000	1200	91400	50	1200	4050	13000	50	1200	19500	110900	245	1200	40050	24000	21000	1200	110200
235	1200	37800	22100	19000	1200	87450	55	1200	4500	15750	100	1200	22750	110200	235	1200	37800	22100	19000	1200	111400
200	1200	28800	16000	12800	1200	81200	65	1200	5500	21900	300	1200	30100	111400	150	1200	28800	16000	12800	1200	126000
150	1200	18050	9000	6050	1200	60000	100	1200	9800	52000	1800	1200	66000	126000	100	1200	18050	9000	6050	1200	179000
100	1200	9800	4000	1800	1200	35500	150	1200	18050	117000	6050	1200	143500	179000	100	1200	9800	4000	1800	1200	270000
						18000	200	1200	28800	208000	12800	1200	252000	270000							

Таблица 58

Результаты расчета $\Sigma \Sigma M^2 t$ (пример 2)

$N_{1,1} = 1,0 \text{ об.}$							$N_{1,2} = 5,0 \text{ об.}$								
M_1	$M_{\text{p}^1}^2$	$M_{\text{y}^1}^2$	$M_{\text{п}^1}^2$	$M_{\text{з}^1}^2$	$M_{0^1}^2$	$\Sigma M^2 t$	M_2	$M_{\text{p}^2}^2$	$M_{\text{y}^2}^2$	$M_{\text{п}^2}^2$	$M_{\text{з}^2}^2$	$M_{0^2}^2$	$\Sigma M^2 t$		
$n_{y1} = 50 \text{ об/мин и } n_{z1} = 0$														$n_{y2} = 0 \text{ и } n_{z2} = 50 \text{ об/мин}$	
265	2000	—	40500	63200	—	105700	35	—	7050	6600	—	2000	15650	121350	
250	2000	—	36000	55200	—	93200	50	—	10100	13450	—	2000	25550	118750	
240	2000	—	33100	50000	—	85100	60	—	12500	19350	—	2000	33850	118950	
230	2000	—	30500	45200	—	77800	70	—	15100	26300	—	2000	43400	121100	
$n_{y1} = 0 \text{ и } n_{z1} = 50 \text{ об/мин}$														$n_{y2} = 50 \text{ об/мин и } n_{z2} = 0$	
240	—	98000	33200	—	2000	133200	60	2000	—	19350	500	—	21850	155050	
225	—	87700	29200	—	2000	118900	75	2000	—	30200	1530	—	33730	152630	
210	—	78100	25400	—	2000	105600	90	2000	—	43600	3130	—	48730	154330	

пределении нагрузок $\Sigma \Sigma M^2 t$ может получиться в несколько раз больше.

В данном примере моменты получились обратно пропорциональными машинному времени, так как рассматривался случай равных скоростей $n_{y1} = n_{y2} = n_{з1} = n_{з2}$.

Рассмотрим, как повлияет на $\frac{M_1}{M_2}$ различное соотношение скоростей в пропусках в самых неблагоприятных условиях.

Пример 2. Найти оптимальное соотношение моментов двух пропусков в двух крайних случаях:

а) $n_{y1} = n_{з2} = 0 \text{ об/мин}$ и $n_{з1} = n_{y2} = 50$;

б) $n_{y1} = n_{з2} = 50$ и $n_{з1} = n_{y2} = 0 \text{ об/мин}$.

Все остальные данные те же, что и в предыдущем примере: $t_{м1} = 1,826 \text{ сек.}$; $t_{м2} = 6,63 \text{ сек.}$ Результаты расчетов приведены в табл. 58.

По формуле (VI.108) находим оптимальные моменты: в случае а

$$M_1 = \frac{\pi t_{м2} - \delta (n_{з2} - n_{y2} - n_{з1} + n_{y1})}{t_{м1} + t_{м2}} = 250 \text{ мм}$$

и

$$M_2 = \pi - M_1 = 50 \text{ мм};$$

в случае б

$$M_1 = 225 \text{ мм}; \quad M_2 = 75 \text{ мм};$$

Из табл. 58 следует, что $(\Sigma \Sigma M^2 t)_{\min}$ получилась в обоих случаях при оптимальных моментах, рассчитанных по формуле (VI.108).

При отношении машинного времени $\frac{t_{м2}}{t_{м1}} = \frac{6,63}{1,826} = 3,63$ от-
ношения моментов получились: в первом случае равными 5 и во втором случае 3.

Установив на основании формулы (VI.108), что при оптимальном соотношении моментов прокатки M по пропускам последние убывают по ходу прокатки, можно сделать и рациональное распределение обжатий по этим пропускам в соответствии с приближенной формулой

$$\frac{\Delta H_1}{\Delta H_2} \approx \frac{p_2 b_2 R_2}{p_1 b_1 R_1} \cdot \frac{M_1}{M_2}. \quad (\text{VI.111})$$

При прокатке блюмов на блюминге в пропусках между кантовками, когда $R_2 = R_1$, $\psi_2 \approx \psi_1$ и $p_2 \approx p_1$, обжатия по ходу прокатки должны убывать пропорционально моментам

$$\frac{\Delta H_1}{\Delta H_2} \approx \frac{M_1}{M_2}. \quad (\text{VI.112})$$

После кантовки слитка, когда, как правило, полоса значительно уменьшает ширину $b_2 < \psi_1$, обжатие в последующем про-

пуске должно соответственно увеличиться (при $p_2 \approx p_1$ и $R_2 \approx R_1$)

$$\frac{\Delta H_1}{\Delta H_2} = \frac{b_2}{b_1} \cdot \frac{M_1}{M_2},$$

затем вновь убывать в соответствии с уравнением (VI.112).

При прокатке слябов (и листов на листовых реверсивных станах), когда диаметр валков и ширина полосы постоянны, отношение обжатий будет зависеть, кроме моментов прокатки, от удельных давлений

$$\frac{\Delta H_1}{\Delta H_2} = \frac{p_2}{p_1} \cdot \frac{M_1}{M_2}.$$

Надо иметь в виду, что распределение обжатий из условия $(\Sigma \Sigma M^2 t)_{\min}$ не всегда возможно. В той или иной степени этому могут воспрепятствовать условия захвата или перегрузочный момент двигателя для первых пропусков, прочность валков и т. д.

ГЛАВА VII

ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ БЛЮМИНГОВ

Чтобы рассчитать оптимальные режимы прокатки на блюминге и, таким образом, установить его максимально возможную производительность, кроме теоретических зависимостей, установленных в предыдущей главе, нужно знать еще ряд величин и параметров, зависящих от работы других механизмов или определяемых опытным путем. К таким величинам относятся паузы между пропусками, условия захвата слитка валками, условия выброса раската из валков и некоторые другие. В настоящей главе первоначально будут рассмотрены именно эти величины и параметры, а уже после этого методика и примеры расчета оптимальных режимов прокатки на блюмингах.

32. ПАУЗЫ ПРИ ПРОКАТКЕ НА РЕВЕРСИВНЫХ СТАНАХ

Правильное определение пауз имеет важное значение для расчета оптимальных режимов прокатки и должно быть увязано с расчетом машинного времени. Длительность пауз зависит не только от скоростей вспомогательных механизмов (нажимное устройство, рольганги, манипуляторы и др.) и способа управления ими, но и от скоростей рабочих валков, как это было показано в предыдущей главе.

Изучение взаимосвязи машинного времени и пауз [110] показывает, что при увеличении скоростей выхода слитка из предыдущего пропуска и входа в последующий пауза увеличивается, а машинное время пропусков уменьшается, и наоборот. Однако сумма машинного времени и паузы в первом случае увеличивается, а во втором уменьшается. Поэтому при расчете оптимального режима прокатки из условия минимального цикла всегда следует исходить из минимально необходимой паузы и лишь при расчете оптимального режима прокатки из условия минимального нагрева двигателя иногда бывает выгоднее уменьшить машинное время за счет соответствующего увеличения паузы. Увеличение паузы против минимально необходимой происходит само собой, величина ее определяется без затруднений по времени реверсирования рабочих валков. Определение же мини-

мально необходимых пауз, обеспечивающих возможность прокатки с минимальным циклом, должно производиться самостоятельно с учетом скоростей вспомогательных механизмов.

Перейдем к расчету минимально необходимых пауз. Их величина может определяться: временем перемещения верхнего вала при помощи нажимного устройства, временем, необходимым рабочему рольгангу для приема и обратного возвращения раската в валки и (в случае кантовки раската) временем, необходимым на транспортирование слитка от валков к кантователю, на перемещение раската линейками манипулятора вдоль оси рабочих валков, на собственно кантовку и обратное транспортирование слитка к валкам. Лишь в отдельных случаях пауза может определяться временем реверсирования валков при жестко заданных скоростях выхода слитка из предыдущего и входа в последующий пропуск.

Время работы нажимного устройства $t_{н.у.}$. Известно, что паузы между пропусками при отсутствии кантовок определяются главным образом временем работы нажимного устройства. Начальная пауза — T_0 (от конца прокатки предыдущего слитка до начала прокатки последующего) также чаще всего определяется по времени работы нажимного устройства.

Время работы нажимного устройства, потребное для перестановки верхнего вала, зависит от величины перемещения вала и от ускорений и скоростей, с которыми это перемещение осуществляется.

Величина перемещения верхнего вала ΔH перед каждым пропуском без кантовки соответствует величине обжатия в последующем пропуске

$$\Delta H = H_0 - H_1.$$

Перемещение вала перед пропуском после кантовки при равных рабочих диаметрах валков для предыдущего и последующего пропусков равно $\Delta H_v = H_1 - H_2$ и будет соответствовать подъему вала при $H_2 > H_1$ или опусканию при $H_1 > H_2$. Последний случай имеет место после ребровых пропусков. При разных рабочих диаметрах валков в предыдущем и последующем пропусках перемещение вала перед пропуском будет равно

$$\Delta H_v = (H_1 - H_2) + (D_1 - D_2). \quad (\text{VII. 1})$$

Равенство (VII. 1) является общим для вычисления перемещения верхнего вала. Положительная сумма будет соответствовать опусканию, а отрицательная сумма — подъему вала.

Подъем вала часто происходит медленнее, чем опускание, так как вес вала и других перемещаемых деталей влияет на ускорение привода нажимного устройства.

При перемещениях вала в пределах, не превышающих величины обжатий, скорость перемещения обычно не достигает своего максимального значения v_m и диаграмма изменения ско-

ростей изображается треугольником. При значительных перемещениях вала (кантовка, ребровые пропуски, начальная пауза) диаграмма скоростей имеет форму трапеции.

Выражения для расчета $t_{н.у.}$ могут быть получены аналогично тем, которые были выведены для расчета продолжительности цикла пропуска. Однако здесь удобнее пользоваться не угловыми, а линейными единицами при оценке скоростей.

На рис. 158 представлен график скоростей перемещения верхнего вала в общем виде при двух ускорениях и двух замедлениях. На графике v_m и v_n — максимальная и номинальная ско-

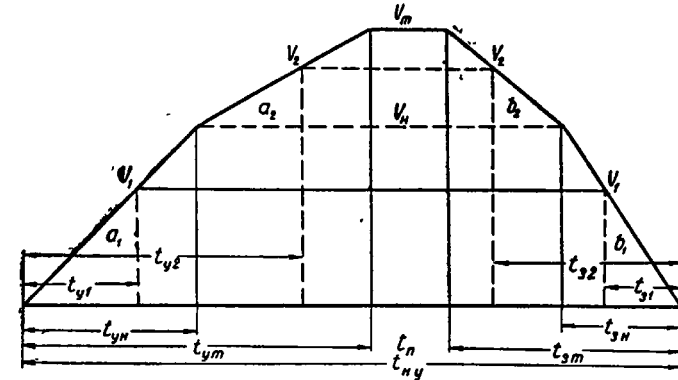


Рис. 158. Диаграмма скоростей перемещения верхнего вала

рости перемещения, определяемые характеристикой двигателей; a_1 и b_1 — ускорение и замедление до номинальной скорости; a_2 и b_2 — ускорение и замедление при скорости выше номинальной.

Определим время перемещения вала, если $v = v_2$, причем $v_n < v_2 < v_m$,

$$t_{н.у2} = t_{y2} + t_{y3} = \frac{v_2}{a_2} + \frac{v_2}{b_2} - \frac{v_n}{a_2} - \frac{v_n}{b_2} + \frac{v_n}{a_1} + \frac{v_n}{b_1},$$

или

$$t_{н.у2} = \frac{2v_2}{k_2} - \frac{2v_n}{k_2} + \frac{2v_n}{k_1} = \frac{2v_2}{k_2} - 2v_n \left(\frac{1}{k_2} - \frac{1}{k_1} \right).$$

Подставляя v_2 из (VI. 23) и учитывая, что $n_y = n_3 = 0$, получим

$$t_{н.у2} = \frac{2}{k_2} \sqrt{k_2 \left(\Delta H_2 - \frac{v_n^2}{2a_1} - \frac{v_n^2}{2b_1} + \frac{v_n^2}{2a_2} + \frac{v_n^2}{2b_2} \right)} - 2v_n \left(\frac{1}{k_2} - \frac{1}{k_1} \right),$$

или

$$t_{н.у2} = \frac{2}{\sqrt{k_2}} \sqrt{\Delta H_2 + v_n^2 \left(\frac{1}{k_2} - \frac{1}{k_1} \right)} - 2v_n \left(\frac{1}{k_2} - \frac{1}{k_1} \right). \quad (\text{VII. 2})$$

В этих и последующих формулах индексы 1, 2, м и н относятся к моментам достижения соответствующих скоростей (рис. 158).

Определим перемещение вала $\Delta H_2 = \Delta H_m$, когда $v_2 = v_m$ и $t_n = 0$

$$\Delta H_m = \frac{v_n}{2} \frac{v_n}{a_1} + \frac{v_n}{2} \frac{v_n}{b_1} + \frac{v_m + v_n}{2} \frac{v_m - v_n}{a_2} + \frac{v_m + v_n}{2} \frac{v_m - v_n}{b_2}$$

или

$$\Delta H = \frac{v_m^2}{k_2} - v_n^2 \left(\frac{1}{k_2} - \frac{1}{k_1} \right). \quad (\text{VII.3})$$

При $v = v_1$, когда $k_2 = k_1$,

$$t_{n,y1} = \frac{2}{\sqrt{k_1}} \sqrt{\Delta H}. \quad (\text{VII.4})$$

Перемещение $\Delta H = \Delta H_n$ при $v_1 = v_n$ будет найдено из (VII.3) при $v_m = v_n$ и $k_2 = k_1$:

$$\Delta H = \frac{v_n^2}{k_1}. \quad (\text{VII.5})$$

Время перемещения при $\Delta H = \Delta H_m$ определится после подстановки уравнения (VII.3) в (VII.2)

$$t_{n,ym} = \frac{2v_m}{k_2} - 2v_n \left(\frac{1}{k_2} - \frac{1}{k_1} \right). \quad (\text{VII.6})$$

Время перемещения вала при $\Delta H = \Delta H_n$ после подстановки уравнения (VII.5) в (VII.4)

$$t_{n,yn} = \frac{2v_n}{k_1}. \quad (\text{VII.7})$$

Время перемещения при $\Delta H > \Delta H_m$

$$t_{n,y} = t_{n,ym} + \frac{\Delta H - \Delta H_m}{v_m} \quad (\text{VII.8})$$

или, подставляя в уравнение (VII.8) величины из (VII.6) и (VII.3), получим

$$t_{n,y} = \frac{v_m}{k_2} - \left(\frac{1}{k_2} - \frac{1}{k_1} \right) \left(2v_n - \frac{v_n^2}{v_m} \right) + \frac{\Delta H}{v_m}. \quad (\text{VII.9})$$

Итак, получаем следующие формулы для расчета пауз по времени работы нажимного устройства:

$$\text{при } \Delta H \leq \frac{v_n^2}{k_1}$$

$$t_{n,y} = \sqrt{\frac{4}{k_1} \Delta H};$$

$$\text{при } \Delta H = \frac{v_n^2}{k_1} + \left[\frac{v_m^2}{k_2} - v_n^2 \left(\frac{1}{k_2} - \frac{1}{k_1} \right) \right]$$

$$t_{n,y} = \sqrt{\frac{4}{k_2} \left[\Delta H + v_n^2 \left(\frac{1}{k_2} - \frac{1}{k_1} \right) \right]} - 2v_n \left(\frac{1}{k_2} - \frac{1}{k_1} \right);$$

$$\text{при } \Delta H \geq \frac{v_m^2}{k_2} - v_n^2 \left(\frac{1}{k_2} - \frac{1}{k_1} \right)$$

$$t_{n,y} = \frac{v_m}{k_2} - \left(2v_n - \frac{v_n^2}{v_m} \right) \left(\frac{1}{k_2} - \frac{1}{k_1} \right) + \frac{\Delta H}{v_m}.$$

В случае постоянных ускорений $k = k_1 = k_2$ формулы будут иметь вид:

$$\text{при } \Delta H \leq \frac{v_m^2}{k}$$

$$t_{n,y} = \sqrt{\frac{4}{k} \Delta H}; \quad (\text{VII.10})$$

$$\text{при } \Delta H \geq \frac{v_m^2}{k}$$

$$t_{n,y} = \frac{v_m}{k} + \frac{\Delta H}{v_m}. \quad (\text{VII.11})$$

При заданных скоростях и ускорениях для каждого конкретного нажимного устройства формулы становятся простыми и удобными для использования.

Так, например, для типового нажимного устройства блюминга 1150, имеющего $v_m = 150$ мм/сек и $k = 100$ мм/сек² (опускание вала):

при $\Delta H \leq 225$ мм

$$t_{n,y} = 0,2 \sqrt{\Delta H};$$

при $\Delta H \geq 225$ мм

$$t_{n,y} = 1,5 + \frac{\Delta H}{150}.$$

На новых советских блюмингах 1150 устанавливаются более совершенные нажимные устройства, имеющие $v_m = 178$ мм/сек и $k = 149$ мм/сек² (опускание вала).

Тогда при $\Delta H \leq 212$ мм $t_{n,y} = 0,164 \sqrt{\Delta H}$;

при $\Delta H \geq 212$ мм $t_{n,y} = 1,195 + \frac{\Delta H}{178}$.

Высокими скоростными характеристиками обладает нажимное устройство, запроектированное Уралмашзаводом для мощного блюминга-автомата 1300. Его скоростные параметры таковы: $v_m = 220$ мм/сек, $v_n = 165$ мм/сек; $k_1 = 350$ и $k_2 = 300$ мм/сек² как для опускания, так и для подъема вала.

Тогда формулы для расчета времени перемещения верхнего вала будут

при $\Delta H \leq 78 \text{ мм}$

$$t_{н.у} = 0,107 \sqrt{\Delta H};$$

при $\Delta H = 78 \div 148 \text{ мм}$

$$t_{н.у} = 0,115 \sqrt{13 + \Delta H} - 0,16;$$

при $\Delta H \geq 148 \text{ мм}$

$$t_{н.у} = 0,64 + \frac{\Delta H}{220}.$$

На рис. 159 построены графики времени перемещения верхнего вала для трех рассмотренных выше типов нажимных устройств блюмингов.

Из данных этого рисунка следует, что прогресс в развитии нажимных устройств резко сокращает величину минимально необходимых пауз. Так, например, для обжатия в 60 мм требуется пауза соответственно 1,55; 1,27 и 0,83 сек.

Стремясь уменьшить паузу на перемещение верхнего вала, операторы блюмингов часто включают нажимное устройство с опережением, несколько поджимая конец раската, выходящий из предыдущего пропуска, и задавая раскат в последующий пропуск немного ранее окончания работы нажимного устройства. Если такой метод работы, называемый работой «на упор», не предусмотрен при конструировании механизма, это может привести к преждевременному выходу из строя нажимного устройства.

Однако если при конструировании нажимного механизма заранее предусмотреть работу «на упор», то можно получить сокращение цикла прокатки на один слиток до 2 сек. и более.

Так, например, Уралмашзавод для блюминга-автомата 1300 предусматривает работу нажимного устройства «на упор» в течение 0,1 сек. с каждой стороны, что дает сокращение паузы между пропусками без кантовки на 0,2 сек.

Работа данного механизма «на упор» в течение 0,1 сек. соответствует величине поджатия всего на 1,75 мм на длине 150—350 мм. Если работа на упор вызовет погрешность в заданном обжатии, то эта погрешность в указанных пределах поджатия практически допустима. Однако если длительность работы на упор увеличить до 0,2 сек. на каждый конец, то величина поджатия достигнет 7 мм на один конец на длине 300—700 мм. Это уже довольно значительная величина и ее допустимость должна быть экспериментально проверена.

При систематической работе на упор с обоих концов работа нажимного устройства будет облегчаться конусностью конца слитка, образующейся в результате работы на упор. Эта же

конусность и несколько большее расстояние между валками в момент входа слитка в валки облегчают захват металла.

Таким образом, предусматривание работы на упор в новом блюминге 1300 вполне целесообразно для повышения производительности стана.

Перемещение слитка на рабочих рольгангах. После каждого пропуска без последующей кантовки сли-

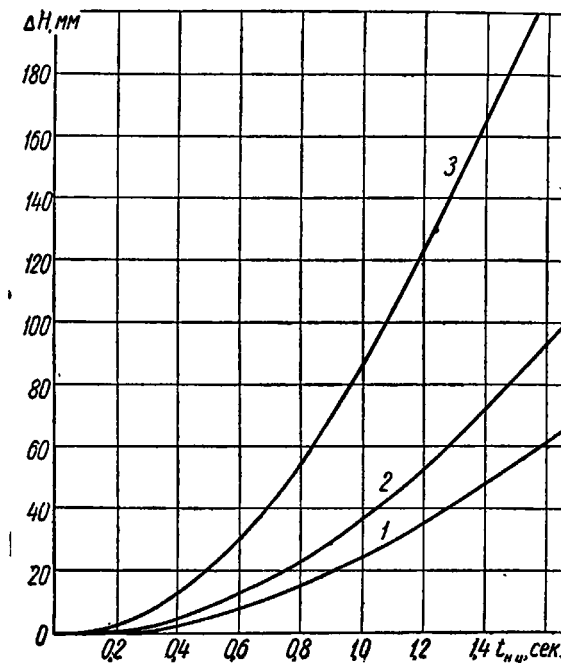


Рис. 159. Графики времени перемещения верхнего вала для трех нажимных устройств блюмингов с различными скоростными параметрами:

1 — $v_{н.у} = 150 \text{ мм/сек}$, $\kappa = 100 \text{ мм/сек}^2$; 2 — $v_{н.у} = 175 \text{ мм/сек}$, $\kappa = 149 \text{ мм/сек}^2$; 3 — $v_{н.у} = 220 \text{ мм/сек}$,
 $v_{н.у} = 165 \text{ мм/сек}$, $\kappa_1 = 350$, $\kappa_2 = 300 \text{ мм/сек}^2$

ток должен быть отведен от оси валков на некоторое расстояние, чтобы дать возможность верхнему рабочему валку опуститься на величину обжатия в следующем пропуске без обжатия слитка. Это расстояние S_{Δ} , как минимум, должно быть равно длине очага деформации l_2 в последующем пропуске.

Слиток от оси валков может быть либо отведен рабочим рольгангом, либо выброшен валками при надлежащей их скорости в момент выхода раската (v_3).

При отсутствии обжатия в последующем пропуске (прогла-

живание, холостой пропуск) $S_{\min}=0$ и полосу можно не отводить от валков.

При паузах с кантовкой длинной полосы, когда длина последней равна или более удвоенного расстояния от оси валков до первого крючка кантователя $L_1 \geq 2S_k$, раскат должен быть отведен от оси валков на такое расстояние, чтобы бурты рабочих валков не помешали кантовке. Это расстояние S_8 определится из следующих выражений (рис. 160): при прокатке слэбов, когда $d > (H_1 + 2\epsilon)$,

$$S_{8 \min} = \sqrt{R_0^2 - (R + H_1 - d)^2}; \quad (\text{VII.12})$$

при прокатке блюмов, когда $d < (H_1 + 2\epsilon)$,

$$S_{8 \min} = \sqrt{R_0^2 - (R - \epsilon)^2}, \quad (\text{VII.13})$$

где R_0 — радиус рабочих валков по буртам;

d — размер диагонали кантуемого раската;

H_1 и R — наименьшая высота калибра за паузу и соответствующий рабочий радиус вала;

ϵ — разница уровней рольганга и нижнего вала по рабочему диаметру.

При прокатке на гладкой бочке $R = R_0$.

При паузах с кантовкой короткой полосы, когда длина последней менее удвоенного расстояния от оси валков до первого крючка кантователя, т. е. $L_1 < 2S_k$, раскат должен

быть отведен от оси валков на расстояние

$$S_p = S_k - 0,5L_1, \quad (\text{VII.14})$$

но не менее чем на S_8 .

Помимо минимальных расстояний (S_{Δ} , S_8 , S_p), на которые полоса должна отводиться от оси валков, это расстояние может определяться скоростью выброса полосы из валков v_3 , исходя из следующих допущений:

а) торможение раската, выброшенного из валков, производится за счет сил трения между полосой и роликами рольганга на всем пути выброса, если в каждый данный момент скорость

рольганга меньше скорости полосы или противоположно направлена;

б) коэффициент трения между полосой и роликами μ не зависит от разности скоростей полосы и рольганга (фактически, с увеличением разности скоростей, коэффициент трения должен уменьшаться).

Тогда живая сила выброшенной полосы будет расходоваться на преодоление постоянного сопротивления силы трения:

$$\frac{Gv_3^2}{2g} = \mu GS_3,$$

где S_3 — расстояние, на которое будет выброшена полоса (путь силы трения);

G — вес полосы;

g — ускорение силы тяжести.

Из этого равенства можно определить путь равномерно замедленного движения полосы или расстояние выброса

$$S_3 = \frac{v_3^2}{2\mu g}. \quad (\text{VII.15})$$

Время торможения при этом определится из равенства

$$t_r = \frac{v_3}{\mu g}. \quad (\text{VII.16})$$

Обратный путь полосы до встречи с валками всегда будет короче на величину S_{Δ} .

При небольшом расстоянии первого крючка кантователя от оси валков, например у блюминга КМК — 2125 мм, блюминга ММК № 3 — 2300 мм, даже при первой кантовке раскат достигает кантователя за счет энергии выброса его из валков, если скорость выброса принята из условия $S_p = S_3$ на основании равенств (VII.14) и (VII.15).

$$v_3' = \sqrt{2\mu g (S_k - 0,5L_1)}. \quad (\text{VII.17})$$

При этом нет необходимости, чтобы передний рабочий рольганг работал в сторону кантователя. У многих операторов за все время паузы с кантовкой передний рабочий рольганг работает только вперед, т. е. по направлению к валкам.

При значительном расстоянии первого крючка кантователя от оси валков (например, у блюминга ММК № 2 — 3735 мм, у первого советского блюминга — 3900 мм) энергия выброса раската перед первой кантовкой может оказаться недостаточной и для перемещения раската к кантователю передний рабочий рольганг должен работать некоторое время в направлении кантователя.

Операции собственно кантовки и перемещения раската

Рис. 160. Схема к определению расстояния, на которое необходимо отвести раскат от оси рабочих валков перед кантовкой

вдоль оси валков линейками манипулятора перекрываются перемещениями слитка к кантователю и обратно.

При кантовках, когда не требуется перемещения раската к кантователю при помощи рольганга (длинная полоса), необходимая пауза характеризуется главным образом временем работы манипулятора с кантователем и при слаженной работе операторов не превышает 2,2—3,0 сек.

В зависимости от рассмотренных выше условий, в каждом конкретном случае может быть рассчитана пауза между пропусками, определяемая временем работы рабочего рольганга и манипулятора. Рассмотрим методы расчета этих пауз в различных случаях.

Минимальная пауза между пропусками без кантовки определяется временем перемещения полосы на расстоянии S_{Δ} от оси валков. Обратного перемещения полосы рольгангом при этом не требуется, так как после опускания верхнего валка полоса должна находиться в положении начала захвата ее валками. Движение полосы от плоскости захвата до плоскости выхода из валков осуществляется уже валками и должно быть отнесено к машинному времени. Для учета промежутка времени (Δt_m), на протяжении которого происходит заполнение очага деформации, нужно при расчете машинного времени длину полосы увеличить на длину очага деформации ($L_1 + l$). При расчетах пути вращения валков в оборотах нужно принимать

$$N_1 = \frac{L_1 + l}{\pi D_p}. \quad (\text{VII.18})$$

Для того, чтобы отвести полосу от валков на расстояние l за счет скорости выброса, последняя в соответствии с уравнением (VII.15) должна быть равной

$$v_3 = \sqrt{2\mu g l}. \quad (\text{VII.19})$$

При этом минимальная пауза между пропусками будет, согласно уравнению (VII.16), равна

$$t_{x.p} = \sqrt{\frac{2l}{\mu g}}. \quad (\text{VII.20})$$

На блюмингах и слябингах при обжатиях $\Delta H = 50 - 100$ мм и при $\mu \approx 0,25$ минимальная пауза равна 0,3—0,4 сек. С уменьшением обжатия она уменьшается и при отсутствии обжатия пауза может быть равна нулю.

При выбросе с меньшей скоростью, чем по формуле (VII.19), пауза возрастет и будет наибольшей при $v_3 = 0$. В последнем случае полоса должна быть разогнана рольгангом от скорости $v_3 = 0$ до некоторой скорости v_c и вновь заторможена рольгангом к моменту прохождения пути $S_{\Delta} = l$.

Найдем время перемещения полосы на расстояние l при выходе полосы из валков с нулевой скоростью ($v_3 = 0$).

Считая ускорение рольганга постоянным и одинаковым при разгоне и торможении, будем иметь нарастание скорости на протяжении $\frac{l}{2}$, тогда из условия

$$\frac{l}{2} = \frac{jt_1^2}{2} = \frac{jt_2^2}{2}$$

получим время разгона и торможения при $j \leq \mu g$

$$t_1 = t_2 = \sqrt{\frac{l}{j}}, \quad (\text{VII.21})$$

и тогда пауза будет равна

$$t_{x.p} = t_1 + t_2 = 2\sqrt{\frac{l}{j}}. \quad (\text{VII.22})$$

При $j \geq \mu g$ ускорение полосы будет $j = \mu g$ и формула примет вид

$$t_{x.p} = 2\sqrt{\frac{l}{\mu g}}. \quad (\text{VII.23})$$

Сопоставляя уравнения (VII.20) и (VII.23), видим, что в первом случае, когда расстояние l преодолевается за счет выброса полосы валками, пауза получается меньше в $\sqrt{2}$ раза.

Однако и в последнем случае пауза не превысит 0,7 сек. Так как фактические паузы, определяемые другими условиями, обычно больше, то пробег раската на расстояние $S_{\Delta} = l$ не лимитирует паузы.

Так, например, даже при наиболее быстроходных современных нажимных устройствах (рис. 159, кривые 1 и 2) при обжатиях 50—100 мм пауза будет не менее 1,2—1,6 сек. Для уменьшения этих пауз в 2—3 раза нужно увеличить ускорения привода нажимного устройства в 4—9 раз, а это отразится на точности установки верхнего валка и потребует значительного увеличения мощности двигателей нажимного устройства. Даже для новейшего нажимного устройства Уралмашзавода, запроектированного для блюминга-автомата 1300, имеющего мощность двигателя 500 квт (рис. 159, кривая 3), паузы при обжатиях 50—100 мм получаются не ниже 0,75—1,0 сек.

Значительная величина пауз, определяемых нажимным устройством, позволяет выбрасывать слиток с большей скоростью, чем по уравнению (VII.19), что уменьшает машинное время пропуска. Так как с увеличением скорости выброса v_3 увеличивается расстояние выброса S_{Δ} , а следовательно, и время работы рольганга, то чрезмерная скорость выброса может привести к излишнему увеличению паузы, которое не перекрывается уменьшением машинного времени (см. гл. VI).

Формулы для расчета времени работы рабочего рольганга в паузах без кантовки полосы. Н. А. Тищенко [123] дает формулы для случая $j \geq \mu g$:

$$\left. \begin{array}{l} \text{при } v_p \geq v_3 \\ \text{и} \\ \text{при } v_p < v_3 \end{array} \right\} \begin{array}{l} t_{x.p} = \frac{2v_3}{\mu g} \\ t_{x.p} = \frac{v_3 + v_p}{\mu g} + \frac{v_3^2 - v_p^2}{2\mu g v_p} \end{array} \quad (\text{VII.24})$$

В этих формулах не учтено то обстоятельство, что обратный путь раската короче на l . Кроме того, не учтен случай, когда $j < \mu g$.

Введем соответствующие поправки. При обратном движении полоса встретит валки не при скорости v_3 , а несколько раньше — при скорости

$$v_b = v_3 - j t_b,$$

где t_b — время, необходимое для изменения скорости от v_3 до v_b при ускорении $j \geq \mu g$. Это время t_b и будет избыточным в формуле Н. А. Тищенко. Для определения t_b воспользуемся уравнением пути для равномерно замедленного движения

$$l = v_3 t_b - \frac{j t_b^2}{2},$$

откуда

$$t_b = \frac{v_3}{j} - \sqrt{\frac{v_3^2}{j^2} - \frac{2l}{j}}. \quad (\text{VII.25})$$

Перед корнем взят знак минус, так как t_b не может быть больше $\frac{v_3}{j}$.

Формула для $t_{x.p}$ при $j \geq \mu g$ и при $v_p \geq v_3$ с поправкой на t_b примет вид

$$t_{x.p} = \frac{2v_3}{\mu g} - t_b = \frac{v_3}{\mu g} + \sqrt{\frac{v_3^2}{(\mu g)^2} - \frac{2l}{\mu g}}, \quad (\text{VII.26})$$

а при $v_p < v_3$

$$t_{x.p} = \frac{v_3 + v_p}{\mu g} + \frac{v_3^2 - v_p^2}{2\mu g v_p} - t_b$$

или после подстановки t_b и преобразования

$$t_{x.p} = \frac{v_3 + v_p}{2\mu g v_p} + \sqrt{\frac{v_3^2}{(\mu g)^2} - \frac{2l}{\mu g}}. \quad (\text{VII.27})$$

При малых обжатиях, а также при больших скоростях выброса v_3 поправкой на t_b можно пренебречь.

В табл. 59 приводятся поправки, характеризующие разность расчетных пауз по формулам (VII.26), (VII.27) и (VII.24).

Из табл. 59 следует, что в отдельных случаях расчет по формулам Н. А. Тищенко дает завышенные паузы.

Таблица 59

Поправка к формулам Н. А. Тищенко

v_3 м/сек	Длина очага деформации l , мм								
	100	120	140	160	180	200	220	240	260
$j = 3 \text{ м/сек}^2$									
5	0,02	0,02	0,03	0,04	0,04	0,04	0,05	0,05	0,05
4	0,02	0,02	0,03	0,04	0,04	0,04	0,05	0,06	0,06
3	0,03	0,04	0,05	0,05	0,06	0,06	0,07	0,08	0,09
2	0,05	0,06	0,07	0,08	0,09	0,10	0,12	0,13	0,14
1	0,13	0,16	0,19	0,33	0,33	0,33	0,33	0,33	0,33
0,5	0,17	0,17	0,17	0,17	0,17	0,17	0,17	0,17	0,17
$j = 2 \text{ м/сек}^2$									
5	0,02	0,02	0,02	0,03	0,03	0,04	0,04	0,05	0,05
4	0,02	0,03	0,03	0,04	0,04	0,05	0,06	0,06	0,06
3	0,03	0,04	0,05	0,05	0,06	0,07	0,07	0,08	0,09
2	0,05	0,06	0,07	0,08	0,09	0,10	0,12	0,13	0,14
1	0,11	0,14	0,17	0,20	0,23	0,28	0,33	0,40	0,30
0,5	0,25	0,25	0,25	0,25	0,25	0,25	0,25	0,25	0,25
$j = 1 \text{ м/сек}^2$									
5	0,02	0,02	0,02	0,03	0,03	0,04	0,04	0,05	0,05
4	0,02	0,03	0,03	0,04	0,04	0,05	0,05	0,06	0,06
3	0,03	0,04	0,05	0,05	0,06	0,07	0,07	0,08	0,09
2	0,05	0,06	0,07	0,08	0,09	0,10	0,11	0,12	0,13
1	0,10	0,13	0,15	0,18	0,20	0,22	0,25	0,28	0,30
0,5	0,23	0,40	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50
$j = 0,5 \text{ м/сек}^2$									
5	0,02	0,02	0,02	0,03	0,03	0,04	0,04	0,05	0,05
4	0,02	0,03	0,03	0,04	0,04	0,05	0,05	0,06	0,06
3	0,03	0,04	0,05	0,05	0,06	0,07	0,07	0,08	0,09
2	0,05	0,06	0,07	0,08	0,09	0,10	0,11	0,12	0,13
1	0,10	0,12	0,14	0,17	0,19	0,21	0,23	0,26	0,28
0,5	0,22	0,28	0,33	0,40	0,47	0,55	0,65	0,80	1,0

В случае $j < \mu g$ формулы (VII.26) и (VII.27) усложнятся, так как торможение выброшенной из валков полосы, как и в первом случае, будет происходить с ускорением μg ; обратное же движение полосы будет происходить с ускорением рольганга j .

Напишем выражение для $t_{x.p}$ при $v_p \geq v_3$ и $l = 0$. Время торможения

$$t_\tau = \frac{v_3}{\mu g}.$$

Время обратного движения при $l=0$ определится из равенства путей в прямом и обратном направлениях

$$S_3 = \frac{\mu g t_T^2}{2} = \frac{j t_{обp}^2}{2},$$

откуда

$$t_{обp} = t_T \sqrt{\frac{\mu g}{j}}.$$

Длительность паузы (при $l=0$)

$$t_{x.p} = t_T + t_{обp} = \frac{v_3}{\mu g} \left(1 + \sqrt{\frac{\mu g}{j}} \right). \quad (VII.28)$$

Скорость встречи с валками при обратном движении полосы (при $l=0$)

$$v_в = j t_{обp} = \frac{j}{\mu g} v_3 \sqrt{\frac{\mu g}{j}} = v_3 \sqrt{\frac{j}{\mu g}}. \quad (VII.29)$$

На основании уравнений (VII.29) и (VII.25) можно найти поправку $t_в$ при $l>0$, подставляя в (VII.25) вместо v_3 значение $v_в$.

Окончательно формула для $t_{x.p}$ при $j < \mu g$ и $v_p > v_3$ получит вид

$$t_{x.p} = \frac{v_3}{\mu g} \left(1 + \sqrt{\frac{\mu g}{j}} \right) - \frac{v_в}{j} + \sqrt{\frac{v_в^2}{j^2} - \frac{2l}{j}}. \quad (VII.30)$$

При $j = \mu g$ и $l=0$ получим первую из формул (VII.24).

Напишем выражение для случая $v_p < v_3$. Здесь время торможения и путь, пройденный за это время, будут, как и ранее,

$$t_T = \frac{v_3}{\mu g} \quad \text{и} \quad S_3 = \frac{v_3^2}{2\mu g}.$$

При обратном движении время разгона до скорости v_p и соответствующий путь будут равны

$$t_{разг} = \frac{v_p}{j} \quad \text{и} \quad S_{разг} = \frac{v_p^2}{2j}.$$

Разность путей $S_3 - S_{разг}$ при $l=0$ будет пройдена с постоянной скоростью v_p .

Тогда время паузы

$$t_{x.p} = \frac{v_3}{\mu g} + \frac{v_p}{j} + \frac{1}{v_p} \left(\frac{v_3^2}{2\mu g} - \frac{v_p^2}{2j} \right). \quad (VII.31)$$

При $j = \mu g$ формула (VII.31) будет соответствовать второй из формул (VII.24).

При $(S_3 - S_{разг}) > l > 0$ нужно ввести поправку

$$t_в = \frac{l}{v_p}, \quad (VII.32)$$

тогда формула для $t_{x.p}$ примет вид

$$t_{x.p} = \frac{v_3}{\mu g} + \frac{v_p}{j} + \frac{1}{v_p} \left(\frac{v_3^2}{2\mu g} - \frac{v_p^2}{2j} - l \right). \quad (VII.33)$$

Если же $l > (S_3 - S_{разг})$, то поправка на $t_в$ может быть вычислена на основании уравнения (VII.25)

$$t_в = \frac{v_p}{j} - \sqrt{\frac{v_p^2}{j^2} - \frac{2}{j} (l - S_3 + S_{разг})}$$

или, после преобразований

$$t_в = \frac{v_p}{j} - \sqrt{\frac{2}{j} \left(\frac{v_3^2}{2\mu g} - l \right)}. \quad (VII.34)$$

Окончательная формула для $t_{x.p}$ будет

$$t_{x.p} = \frac{v_3}{\mu g} + \frac{1}{v_p} \left(\frac{v_3^2}{2\mu g} - \frac{v_p^2}{2j} \right) + \sqrt{\frac{2}{j} \left(\frac{v_3^2}{2\mu g} - l \right)}. \quad (VII.35)$$

Формулы для расчета времени работы рабочего рольганга в паузах с кантовкой. Минимальное время работы рабочего рольганга будет при кантовке длинной полосы, когда последняя должна быть отведена от оси валков лишь на такое расстояние S_8 , чтобы бурты валков не мешали кантовке. Подсчеты по формулам (VII.13) показывают, что при прокатке блюмов раскат должен отводиться от оси валков на 300—350 мм, при прокатке узких слябов не менее чем на 500 мм, а при прокатке слябов шириною 600 мм и более раскат нужно отводить на полный радиус бурта.

Если по принятой величине S_8 определить необходимую скорость выброса из уравнения (VII.15), то $t_{x.p}$ определится из (VII.30) и (VII.33) или (VII.35).

Для получения полной паузы с кантовкой нужно к времени работы рольганга прибавить время работы манипулятора с кантователем. Последнее зависит от сложности работы операторов и обычно укладывается в 2,0 сек.

Подставляя в формулы (VII.30), (VII.33) и (VII.35)

$$v_3 = \sqrt{2\mu g S_8}; \quad v_в = \sqrt{2j S_8} \quad \text{и} \quad \frac{v_3^2}{2\mu g} = S_8$$

и обозначая время работы манипулятора с кантователем че-

рез t_k , получим следующие формулы для расчета пауз с кантовкой длинной полосы:

при $L_1 > 2S_k$; $j < \mu g$ и $v_p > v_3$

$$t_{x.k} = \sqrt{\frac{2S_8}{\mu g}} \left(1 + \sqrt{\frac{\mu g}{j}} \right) - \sqrt{\frac{2S_8}{j}} + \sqrt{\frac{2(S_8 - l)}{j}} + t_k; \quad (\text{VII.36})$$

при $L_1 > 2S_k$; $j < \mu g$; $v_p < v_3$ и $(S_3 - S_{\text{разг}}) > l$

$$t_{x.k} = \sqrt{\frac{2S_8}{\mu g}} + \frac{v_p}{j} + \frac{1}{v_p} \left(S_8 - l - \frac{v_p^2}{2j} \right) + t_k; \quad (\text{VII.37})$$

при $L_1 > 2S_k$; $j < \mu g$; $v_p < v_3$ и $(S_3 - S_{\text{разг}}) < l$

$$t_{x.k} = \sqrt{\frac{2S_8}{\mu g}} + \frac{1}{v_p} \left(S_8 - \frac{v_p^2}{2j} \right) + \sqrt{\frac{2}{j} (S_8 - l)} + t_k. \quad (\text{VII.38})$$

Подставляя конкретные значения S_8 , μg , j и v_p , формулы можно упростить для практических расчетов.

В случае кантовки короткой полосы ($L_1 < 2S_k$) длина пробега ее определится из уравнения (VII.14), но будет не менее чем S_8 .

Если надлежащая скорость выброса по равенству (VII.17) обеспечивается, то для расчета пауз с кантовкой можно пользоваться формулами (VII.36), (VII.37) и (VII.38), если в них вместо S_8 подставить $S_p = S_k - 0,5L_1$.

При этом время работы манипулятора t_k полностью или в значительной степени перекрывается, так как кантовка и перемещение полосы происходит «на ходу».

Если же скорость выброса полосы, вследствие ее малой длины, получается менее, чем по равенству (VII.17), и полоса при движении к кантователю дополнительно ускоряется рольгангом, то пауза может быть рассчитана в зависимости от достижения рольгангом своей максимальной скорости в каждом направлении.

При движении полосы вперед (от валков) максимальная скорость рольганга v_p будет достигнута, если

$$v_p < \sqrt{jS_p + \frac{v_3^2}{2}}, \quad (\text{VII.39})$$

где $S_p = S_k - 0,5L_1$.

В самом деле, движение полосы вперед будет состоять лишь из периода ускорения и замедления тогда, когда пути, пройденные за эти периоды, будут равны полному пути полосы, т. е.

$$\frac{v^2 - v_3^2}{2j} + \frac{v^2}{2j} = S_p,$$

откуда

$$v = \sqrt{\frac{v_3^2}{2} + jS_p}.$$

При движении полосы назад (к валкам) максимальная скорость рольганга v_p будет достигнута, если

$$v_p < \sqrt{2j(S_p - l)}. \quad (\text{VII.40})$$

Формула (VII.40) выводится из пути равномерно ускоренного движения

$$\frac{jl^2}{2} = S_p - l,$$

подставляя $t = \frac{v}{j}$, получим

$$v = \sqrt{2j(S_p - l)}.$$

Время движения полосы вперед при

$$v_p > \sqrt{jS_p + 0,5v_3^2}$$

$$t_{x.p}^I = \frac{v - v_3}{j} + \frac{v}{j} = \frac{2v}{j} - \frac{v_3}{j}.$$

Подставляя в последнее равенство из (VII.39), получим

$$t_{x.p}^I = \frac{2}{j} \sqrt{jS_p + 0,5v_3^2} - \frac{v_3}{j}. \quad (\text{VII.41})$$

Время движения полосы назад при

$$v_p > \sqrt{2j(S_p - l)}$$

$$t_{x.p}^{II} = \frac{v}{j}.$$

Подставляя v из (VII.40), получим

$$t_{x.p}^{II} = \sqrt{\frac{2}{j} (S_p - l)}. \quad (\text{VII.42})$$

Время движения полосы вперед при

$$v_p < \sqrt{jS_p + 0,5v_3^2}$$

$$t_{x.p}^{III} = \frac{v_p - v_3}{j} + \frac{S_p}{v_p} + \frac{v_p}{j}. \quad (\text{VII.43})$$

Путь движения полосы с постоянной скоростью

$$S_n = S_p - \frac{v_p^2 - v_3^2}{2j} - \frac{v_p^2}{2j} = S_p - \frac{v_p^2}{j} + \frac{v_3^2}{2j}. \quad (\text{VII.44})$$

Подставляя S_{Π} в (VII.43), получим

$$t_{x.p}^{III} = \frac{S_p}{v_p} + \frac{v_p - v_3}{j} + \frac{v_3^2}{2jv_p}. \quad (VII.45)$$

Время движения полосы назад при

$$v_p < \sqrt{2j(S_p - l)}$$

$$t_{x.p}^{IV} = \frac{v_p}{j} + \frac{S_p'}{v_p}, \quad (VII.46)$$

$$S_p' = S_p - l - \frac{v_p^2}{2j}. \quad (VII.47)$$

Тогда, подставляя S_p' в (VII.46), получим

$$t_{x.p}^{IV} = \frac{v_p}{2j} + \frac{S_p - l}{v_p}. \quad (VII.48)$$

Таким образом, формулы для пауз с кантовкой короткой полосы ($L_1 < 2S_{\kappa}$) можно записать в следующем виде:

Случай $v_3 = \sqrt{2\mu g S_p}$ при $v_p > v_3$ на основании (VII.36) и (VII.38)

$$t_{x.\kappa} = \sqrt{\frac{2S_p}{\mu g}} \left(1 + \sqrt{\frac{\mu g}{j}} \right) - \sqrt{\frac{2S_p}{j}} + \sqrt{\frac{2(S_p - l)}{j}}; \quad (VII.49)$$

при $v_p < v_3$ и $(S_3 - S_{\text{разг}}) > l$

$$t_{x.\kappa} = \sqrt{\frac{2S_p}{\mu g}} + \frac{v_p}{j} + \frac{1}{v_p} \left(S_p - l - \frac{v_p^2}{2j} \right); \quad (VII.50)$$

при $v_p < v_3$ и $(S_3 - S_{\text{разг}}) < l$

$$t_{x.\kappa} = \sqrt{\frac{2S_p}{\mu g}} + \frac{1}{v_p} \left(S_p - \frac{v_p^2}{2j} \right) + \sqrt{\frac{2}{j}(S_p - l)}. \quad (VII.51)$$

Случай $v_3 < \sqrt{2\mu g S_p}$.

При

$$\sqrt{jS_p + 0,5v_3^2} < v_p < \sqrt{2j(S_p - l)},$$

на основании (VII.41) и (VII.42)

$$t_{x.\kappa} = \frac{2}{j} \sqrt{jS_p + 0,5v_3^2} + \sqrt{\frac{2}{j}(S_p - l) - \frac{v_3}{j}}; \quad (VII.52)$$

при $\sqrt{jS_p + 0,5v_3^2} > v_p < \sqrt{2j(S_p - l)}$ на основании (VII.45) и (VII.48)

$$t_{x.\kappa} = \frac{2S_p - l}{v_p} + \frac{3v_p - 2v_3}{2j} + \frac{v_3^2}{2jv_p}; \quad (VII.53)$$

при $\sqrt{jS_p + 0,5v_3^2} < v_p < \sqrt{2j(S_p - l)}$

304

на основании (VII.41) и (VII.48)

$$t_{x.\kappa} = \frac{2}{j} \sqrt{jS_p + 0,5v_3^2} + \frac{v_p - 2v_3}{2j} + \frac{S_p - l}{v_p}; \quad (VII.54)$$

при $\sqrt{jS_p + 0,5v_3^2} > v_p > \sqrt{2j(S_p - l)}$

на основании (VII.45) и (VII.42)

$$t_{x.\kappa} = \sqrt{\frac{2}{j}(S_p - l)} + \frac{S_p}{v_p} + \frac{v_p - v_3}{j} + \frac{v_3^2}{2gv_p}. \quad (VII.55)$$

Время работы манипулятора перекрывается временем работы рольганга.

Время реверсирования $t_{\text{рев}}$. Помимо времени работы нажимного устройства, рабочих рольгангов, манипулятора с кантователем, пауза еще может определяться временем реверсирования рабочих валков от скорости выхода толосы из предыдущего пропуска n_3 до скорости входа в последующий пропуск n_y .

При постоянных ускорениях a и замедлении b валков время реверсирования будет равно

$$t_{\text{рев}} = \frac{n_3}{b} + \frac{n_y'}{a}.$$

Если окажется, что время реверсирования больше, чем время работы других механизмов, определяющих паузу, то пауза между пропусками будет равна времени реверсирования

$$t_x = t_{\text{рев}}.$$

В практике работы реверсивных станов паузы определяются различными условиями, главным образом в зависимости от методов работы операторов стана. Однако преимущественно, как это было показано в гл. VI, паузы без кантовки определяются временем работы нажимного устройства (при «тройном условии»), временем возвращения раската к валкам рабочим рольгангом (при «двойном условии») и в редких случаях, когда скорости n_3 и n_y' выбираются из условий минимального нагрева двигателя, — временем реверсирования валков.

33. УСЛОВИЯ ВЫБРОСА РАСКАТА ИЗ ВАЛКОВ

Скорость выброса играет исключительную роль при расчете оптимальных режимов прокатки на блюминге: она обеспечивает минимально необходимую паузу между пропусками и соблюдение «тройного» или «двойного» условия.

Увеличение скорости выброса против расчетной по уравнению (VI.38) увеличивает паузу и цикл прокатки, а снижение

ее против расчетной потребует дополнительных операций и опять-таки увеличит цикл прокатки.

Однако и при одной и той же выбранной скорости выброса пауза может изменяться, если будет изменяться коэффициент трения между раскатом и рольгангом. При неправильно выбранном коэффициенте трения расчет по формуле (VI.38) не обеспечит минимально необходимой паузы, а следовательно, и условий ритмичной работы блюминга.

Помимо скорости выброса и коэффициента трения, пауза между пропусками зависит еще и от ускорений рабочего рольганга (если оно меньше μg) и режима управления рольгангом. При правильном управлении рольгангом можно исключить влияние на паузу ускорения рольганга.

Остается одна величина, которая требует опытной проверки, — это коэффициент трения между полосой и рольгангом μ .

Соответствующие опыты были проделаны на блюминге № 2 ММК.

Для этого при осциллографировании числа оборотов валков отмечали величину выброса слитка из валков при помощи делений, нанесенных на линейках манипулятора.

Коэффициент трения (в известной мере условный) определяли по формуле

$$\mu = \frac{v_3^2}{2gS},$$

где S — расстояние выброса, м.

Результаты опытов приведены в табл. 60. Из этой таблицы видно, что коэффициент трения колеблется в довольно узких пределах 0,23—0,25 для 14 опытов из 20, в одном опыте 0,22 и в остальных 5 опытах его величина составляет 0,26—0,27.

Влияния на коэффициент трения состояния рольганга не обнаружено.

Таким образом, в результате использования приближенного метода получены опытным путем довольно устойчивые значения коэффициента трения между раскатом и рольгангом, позволяющие надежно рассчитывать скорость выброса слитка из валков.

Рекомендуется при расчетах принимать $\mu=0,25$. По данным, приводимым Н. А. Тищенко [123], $\mu = 0,22—0,30$, что не противоречит рассмотренным опытам.

Иногда для уменьшения расстояния выброса раската из валков операторы блюмингов прибегают к улавливанию выбрасываемого раската линейками манипулятора. Выясним, как отразится на расчете скорости выброса раската из валков указанный прием дополнительного торможения.

Расчет времени возвращения слитка рабочими рольгангами к валкам, при совместном торможении рольгангом и манипулято-

Таблица 60

Результаты опытов по определению коэффициента трения

№ пп.	Марка стали	Состояние рабочего рольганга	n об/мин	№ пропуска	S мм	v_3 м/сек	μ
1	Зкп	Неподвижный	41	2	750	1,85	0,23
2	Зкп	»	41	2	750	1,85	0,23
3	Зкп	»	41	6	750	1,85	0,23
4	Зкп	»	41	6	750	1,85	0,23
5	Зкп	»	41	6	750	1,85	0,23
6	Зкп	»	41	6	750	1,85	0,23
7	Зкп	»	55	10	1125	2,44	0,27
8	Зкп	»	64	10	1500	2,84	0,27
9	Зкп	»	64	10	1575	2,84	0,26
10	Зкп	Вращается навстречу слитку	64	10	1575	2,84	0,26
11	Зкп	То же	60	10	1350	2,66	0,27
12	Зсп	Неподвижный	64	10	1650	2,84	0,25
13	Зсп	»	65	10	1725	2,88	0,25
14	Зсп	Вращается навстречу слитку	64	10	1725	2,84	0,24
15	Зсп	То же	65	10	1725	2,84	0,25
16	55С2	» »	78	14	2625	3,62	0,25
17	55С2	» »	80	14	3000	3,71	0,23
18	55С2	» »	80	14	3000	3,71	0,23
19	55С2	» »	80	14	3075	3,71	0,23
20	55С2	» »	80	14	3150	3,71	0,22

ром (при $j_{\max} = \mu g$). Давление линеек на раскат в период торможения прием равным весу слитка (что вполне безопасно для манипулятора и позволяет сделать простой обобщенный вывод).

Напишем равенство живой силы выброшенного раската силам торможения рольгангом и линейками манипулятора:

$$\frac{Gv_3^2}{2g} = \mu GS + 2\mu P_{\text{л}} S = 3\mu GS, \quad (\text{VII.56})$$

где $P_{\text{л}}$ — давление линеек;

μ — коэффициент трения между слитком, рольгангом и линейками.

Время торможения

$$t_1 = \frac{2S}{v_3}. \quad (\text{VII.57})$$

Из выражения (VII.56)

$$S = \frac{v_3^2}{6\mu g}. \quad (\text{VII.58})$$

Подставляя в формулу (VII.57), получим

$$t_1 = \frac{v_3}{3\mu g}, \quad (\text{VII.59})$$

т. е. время торможения с помощью линеек сокращается в 3 раза.

Время возвращения раската к валкам

$$t_2 = \sqrt{\frac{2S}{\mu g}},$$

или с учетом выражения (VII.58) получим

$$t_2 = \frac{v_3}{\mu g \sqrt{3}}. \quad (\text{VII.60})$$

Тогда полная пауза составит

$$t_{x.p} = t_1 + t_2 = \frac{v_3}{3\mu g} + \frac{v_3}{\mu g \sqrt{3}} = 0,093 \frac{v_3}{\mu}. \quad (\text{VII.61})$$

Скорость раската к моменту возвращения к валкам

$$v_k = \mu g t_2 = 0,578 v_3. \quad (\text{VII.62})$$

Скорость выброса из «тройного условия» с учетом равенства $t_{x.p} = t_{н.у}$ составит

$$v_3 = 10,8 \mu t_{н.у} \quad (\text{VII.63})$$

или выброс произойдет при числе оборотов

$$n_3 = \frac{206\mu}{D_p} t_{н.у}. \quad (\text{VII.64})$$

В то же время без участия линеек в торможении число оборотов будет

$$n_3 = \frac{93,6\mu}{D_p} t_{н.у}.$$

Таким образом, применение линеек для торможения раската позволяет увеличить скорость выброса (в 2,2 раза) и повысить среднюю скорость прокатки. Аналогичный вывод получается и при других значениях R_d .

34. МЕТОДИКА РАСЧЕТА ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ ПРОКАТКИ ИЗ УСЛОВИЯ МИНИМАЛЬНОГО ЦИКЛА

Как уже было показано, методика расчета оптимальных режимов прокатки из условия минимального цикла применяется тогда, когда этот цикл не ограничивается мощностью двигателя, т. е. при условии (VI.52)

$$T > \frac{\Sigma \Sigma M_{\Sigma}^2}{M_n^2}.$$

Практически такая методика может быть применена при выборе нового двигателя, когда мощность последнего не огра-

ничена (проектирование новых станов, реконструкция существующих), и при рационализации режимов прокатки на существующих блюмингах, когда двигатель имеет значительные резервы мощности.

Во всех случаях расчета по рассматриваемому методу нужно исходить из рациональной калибровки в минимальное число пропусков. При этом имеется в виду технически целесообразное минимальное число пропусков, т. е. такое, при котором величина обжатий не превышает значений, допускаемых условиями захвата, и при котором усилия, воспринимаемые валками, и моменты, передаваемые деталями стана, не превышают значений, допускаемых их прочностью. Можно исходить и из любой данной калибровки, имея в виду лишь рационализацию скоростного режима прокатки.

Поскольку вопросы калибровки рассматривались выше, то в дальнейшем будет иметься в виду заданная исходная калибровка.

При заданной калибровке последовательность расчета оптимального режима прокатки из условия минимального цикла будет следующая.

1. Рассчитываются паузы между пропусками и начальная пауза по формулам, приведенным в § 32. В случае работы нажимного устройства «на упор» паузы между пропусками без кантовки уменьшаются на величину Δt_x .

$$t_x = t_{н.у} - \Delta t_x.$$

2. Рассчитываются скорости выброса раската из валков по формулам (VI.38) или (VII.64) при $\mu = 0,25$.

При больших паузах расчетная скорость выброса может оказаться больше максимальной скорости двигателя или пропуска, тогда она должна быть ограничена и принята равной максимальной скорости пропуска.

При коротком раскате расчетная скорость выброса также может оказаться больше скорости, которую может развить двигатель за время прокатки такой полосы. Скорость выброса также должна быть ограничена максимальной скоростью, вычисленной по длине раската (VI.26).

Во всех случаях ограничения расчетной скорости выброса условие ритмичной работы в соответствующих пропусках будет нарушено. Это часто бывает при паузах с кантовкой, когда ритм взаимодействия вспомогательных механизмов с рабочими валками нарушается.

3. Выбираются ускорения главного привода, если они не заданы. При ручном управлении работой блюминга ускорения ограничиваются тройным условием (VI.42). Чем меньше паузы, тем более высокие ускорения могут быть использованы при ручном управлении, и наоборот. Работа нажимного устройства «на упор», сокращая паузы между пропусками, позволяет уве-

личить ускорения, допускаемые при ручном управлении. Улавливание выбрасываемого раската линейками манипулятора, увеличивая скорости выброса, позволяет в еще большей степени увеличить ускорения при ручном управлении станом. Кроме того, последнее мероприятие уменьшает машинное время пропусков и снижает нагрев главных двигателей.

При расчете максимальных ускорений, допускаемых тройным условием (т. е. при условии ручного управления блюмингом), нужно исходить при пользовании формулой (VI.42) из предельных скоростей захвата и выброса, определенных по формулам (VI.38) или (VI.68).

При автоматическом управлении блюмингом, когда соблюдение тройного условия не требуется, максимальные ускорения главного привода ограничиваются лишь максимальным моментом двигателя, который должен быть не менее суммы статического и динамического моментов. Последний же тем больше, чем больше ускорение.

4. Рассчитываются скорости входа по полученным скоростям выброса из предыдущего пропуска и паузам (VI.40). Если полученные скорости будут превышать скорости, допускаемые условиями захвата, то первые должны быть ограничены до значений последних. При ограниченной скорости захвата график скоростей рабочих валков приобретает ступенчатый вид, так как до подхода раската валки должны вращаться с постоянной скоростью, равной допускаемой условиями захвата.

В первом пропуске скорость входа всегда выбирается по условиям захвата с учетом конусности слитка.

5. По формулам (VI.19) — (VI.26) вычисляются максимальные скорости пропуска, пока они не достигнут предельной величины, допускаемой двигателем. Тогда треугольный график скоростей превращается в трапецеидальный.

6. По формулам (VI.3) — (VI.11) рассчитываются машинное время по пропускам и период прокатки.

7. Далее известными методами рассчитываются давления, моменты (VI.1) по пропускам и среднеквадратичный момент (VI.12) — (VI.18).

По полученным данным выбирается новый двигатель или проверяется заданный.

35. МЕТОДИКА РАСЧЕТА ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ ПРОКАТКИ ИЗ УСЛОВИЯ МИНИМАЛЬНОГО НАГРЕВА ДВИГАТЕЛЯ

Если при режиме прокатки, рассчитанном из условия минимального цикла, двигатель не проходит по нагреву, т. е.

$$\frac{\sum \Sigma M_i t}{M_n^2} > T,$$

то оптимальный режим прокатки в этом случае нужно рассчитывать из условия минимального нагрева двигателя.

Порядок расчета при использовании этой методики в основном тот же, но имеются свои особенности, на которых и остановимся.

1. Паузы рассчитываются так же, как и в § 34. Однако в отдельных случаях, когда требуется предельное снижение нагрева двигателя, паузы могут быть увеличены до их оптимальных значений по условиям нагрева

$$t_{x.опт} = t_{рев} = \frac{n_{з.опт}}{b} + \frac{n'_{у.опт}}{a},$$

где $n_{з.опт}$ и $n'_{у.опт}$ — оптимальные скорости выброса в предыдущем пропуске и входа в последующий, определенные по формулам (VI.61) и (VI.68).

Паузы, оптимальные из условий нагрева, не удовлетворяют условиям ритмичной работы и затрудняют работы операторов при ручном управлении блюмингом. Однако при автоматическом управлении вполне возможно обеспечить оптимальные по нагреву паузы. Правда, если скорость выброса по условиям нагрева будет больше, чем по тройному условию, то фактическая пауза увеличится против оптимальной. Если же скорость выброса будет меньше, чем по тройному условию, то раскат нужно задерживать на рольганге перед валками до тех пор, пока валки не разовьют скорость $n_{у.опт}$.

2. Максимальная скорость пропуска из условия минимального нагрева двигателя должна быть равна номинальной скорости двигателя. Лишь в дальнейшем, если будет иметь место резерв мощности двигателя, можно увеличить максимальную скорость за счет ослабления магнитного потока двигателя.

Следует заметить, что максимальная скорость ($n_n = n_n$) не зависит от ускорений и поэтому может быть задана до выбора ускорений главного привода.

Это замечание справедливо при заданной номинальной скорости двигателя. Если же должна быть выбрана и номинальная скорость двигателя, то последняя, как было показано выше [уравнение (VI.97)], зависит от ускорений, хотя и незначительно (рис. 156).

3. Оптимальная скорость входа n_y определяется из условий захвата раската валками и при больших ускорениях валков легко обеспечивается. В последнем случае выбор скорости входа также не зависит от ускорений и может быть произведен до выбора последних.

4. Оптимальная (из условия минимального нагрева двигателя) скорость выброса n_z зависит от ускорений и поэтому не может быть установлена до выбора ускорений главного привода, кроме случая наимыгоднейшего соотношения между скоростью выброса и замедлением валков (VI.83), когда скорость выброса принимается равной нулю, а $b_{опт}$ рассчитывается при этой нулевой скорости (VI.82).

Однако работа на оптимальных (из условий нагрева) скоростях выброса связана с нарушением условий ритмичной работы (тройного и двойного) и поэтому предусматривается лишь в крайне тяжелых, с точки зрения нагрева двигателя, случаях.

В целях уменьшения числа операций по управлению механизмами за каждый пропуск, скорость выброса, как правило, должна выбираться из двойного условия

$$n_3 = \frac{30 \mu g}{\pi D_p} t_x.$$

В этом случае скорость выброса также не зависит от ускорений рабочих валков.

Таким образом, при расчете оптимальных режимов прокатки из условий минимального нагрева двигателя все скорости пропуска могут быть определены до выбора оптимальных ускорений, что значительно упрощает задачу. В противном случае решение может быть дано лишь методом последовательного сближения оптимальных скоростей и ускорений.

5. Далее должны определяться ускорения из условия минимального нагрева двигателя.

Если соотношение между ускорением a и замедлением b не задано, то оптимальные ускорения определяются по формулам (VI.79) и (VI.82). При этом отношение $\frac{b}{a}$ должно быть не менее единицы. В крайнем случае, это отношение принимается равным единице и среднее ускорение рассчитывается по формуле (VI.92).

Если же соотношение $\frac{b}{a}$ задано, то оптимальные ускорения сразу вычисляются по формуле (VI.91).

36. ПРИМЕРНЫЙ РАСЧЕТ РЕЖИМА ПРОКАТКИ

Рассчитать оптимальный режим работы дуо-реверсивного стана 900 как из условий минимального цикла прокатки, так и из условий минимального нагрева двигателя при следующих исходных данных.

Исходная заготовка — сляб размерами $300 \times 600 \times 3000$ мм из стали марки Зсп, поступающий с блюминга при температуре 1150° . На стане 900 сляб докатывается до сечения 135×625 мм за 5 пропусков. Двигатель постоянного тока мощностью 5000 л. с., номинальный момент 71,6 тм. Максимальная скорость ограничена до $n_n = 50$ об/мин, к. п. д. = 0,9, $CD^2 = 375$ тм². Ускорение и замедление валков постоянны и соответственно равны: $a = 20$ и $b = 40$ об/мин/сек.

Схема обжатий, моменты прокатки и паузы, взятые по времени работы нажимного устройства, приведены в табл. 61.

Таблица 61

Режим обжатий при прокатке сляба 135×625 мм на стане 900

№ пропуска	H_1 , мм	B_1 , мм	ΔH , мм	L_1 , мм	N_1 , об.	t°	L , мм	M , тм	t_x сек.
1	265	605	35	3360	1,19	1150	125	98	4,1
2	230	610	35	3850	1,37	1145	125	100	2,1
3	195	615	35	4500	1,60	1140	125	103	2,1
4	165	620	30	5280	1,87	1130	116	94	2,0
5	135	625	30	6300	2,24	1110	116	101	2,0

Расчет моментов сделан при $D_p = 900$ мм, диаметре шейки $d = 600$ мм, коэффициенте трения в шейках $f = 0,05$ и с учетом к. п. д. = 0,9.

В табл. 62 приведены результаты расчета оптимального ре-

Таблица 62

Оптимальный режим прокатки на стане 900 из условия нормального цикла

№ пропуска	n_y об/мин	n_m об/мин	n_3 об/мин	t_m сек.	t_x сек.	$M_p^2 t_p$	$M_y^2 t_y$	$M_n^2 t_n$	$M_3^2 t_3$	$M_0^2 t_0$
1	50	50	44	1,44	4,1	1560	—	13700	600	1350
2	20	50	44	2,10	2,1	625	23400	5000	630	1350
3	20	50	42	2,39	2,1	625	24600	8100	920	1300
4	19	50	42	2,75	2,0	595	22000	9800	700	1300
5	19	50	50	3,17	2,0	595	24600	18200	—	1550
				11,85	12,3	4000	94600	54800	8850	5850

Примечание. $T = 24,15$ сек., $\Sigma M^2 t = 163100$ (тм)² · сек.

жима прокатки из условия минимального цикла.

Скорости захвата и выброса рассчитаны из тройного условия. Период прокатки $T = 24,15$ сек.; при таком периоде двигатель будет перегреваться, так как

$$M_{кв} = \sqrt{163100 : 24,15} = 82,2 > 71,6 \text{ тм.}$$

Для работы без перегрева двигателя при данном скоростном режиме потребуется увеличить период прокатки за счет пауз до

$$T = \frac{\Sigma M^2 t}{M_n^2} = 31,9 \text{ сек.}$$

Рассчитаем оптимальный режим прокатки из условия минимального нагрева двигателя. На основании уравнения (VI.68) скорость входа должна быть наибольшей, допускаемой условиями захвата. По данным, приведенным в гл. III, при $\Delta H = 30$ —

35 мм при захвате вполне допустима скорость $n_y = 50$ об/мин. Из уравнения (VI.61) при $M = 100$ тм получим

$$n_{з.опт} = n_n \left(1 - 2 \frac{\delta b}{M} \right) = 10 \text{ об/мин.}$$

Максимальная скорость принимается равной номинальной (VI.57).

Все результаты расчета сведены в табл. 63.

Таблица 63

Оптимальный режим прокатки на стане 900 из условия минимального нагрева двигателя (при $a = 20$ и $b = 40$ об/мин/сек)

№ пропуска	n_y об/мин	n_m об/мин	n_z об/мин	t_m сек.	t_x сек.	$M_{р}^2 t_p$	$M_{п}^2 t_{п}$	$M_z^2 t_z$	$M_0^2 t_0$
1	50	50	10	1,83	4,10	1560	8800	4000	300
2	50	50	10	2,04	2,75	1560	11500	4230	300
3	50	50	10	2,32	2,75	1560	15450	4620	300
4	50	50	10	2,65	2,75	1560	16150	3500	300
5	50	50	10	3,09	2,75	1560	23500	4350	300
				11,93	15,1	7800	75400	20700	1500

Примечание. $T = 27,03$ сек., $\Sigma M^2 t = 105400$ (тм)² · сек.

Паузы между пропусками определялись временем реверсирования валков

$$t_x = t_{рев} = \frac{n_z}{b} + \frac{n_y}{a} = \frac{10}{40} + \frac{50}{20} = 2,75 \text{ сек.}$$

и превышают паузы, приведенные в табл. 64.

Период прокатки получился $T = 27,03$ сек., т. е. меньше, чем допускаемый нагревом двигателя ($T = 31,9$ сек.) при режиме по табл. 62; среднеквадратичный момент по табл. 63 меньше номинального

$$M_{кв} = 62,5 < 71,6 \text{ тм.}$$

Таким образом, в данном примере расчет из условия минимального нагрева двигателя по сравнению с расчетом по минимальному циклу дал повышение производительности на 18%.

Запас мощности двигателя 12,7% позволяет путем небольшого отступления от скоростного режима, приведенного в табл. 63 (уменьшая значения n_y или принимая $n_m > n_n$), сократить паузы и период прокатки и тем самым еще больше повысить производительность.

На этом же примере проследим, какой эффект можно получить при оптимальных ускорениях рабочих валков.

Из равенства (VI.82) и (VI.83), а также из рис. 154 следует, что $[\Sigma M^2 t]_{\min}$ получится при оптимальном замедлении, рассчитанном по наивыгоднейшей скорости выхода $n_z = 0$.

Тогда наивыгоднейшее замедление будет равно (при $M \approx 100$ тм)

$$b_{опт} = \frac{0,707}{\delta} \left(1 - \frac{n_z}{n_n} \right) M = 70 \text{ об/мин/сек.}$$

При этом значении замедления запас мощности по сравнению с вариантом, приведенным в табл. 63, будет еще большим.

С другой стороны, из равенства (VI.80), а также из рис. 154 следует, что $[\Sigma M^2 t]_{\min}$ будет при $n_y = n_m$ и при наименьшем значении ускорения a .

При запасе мощности и необходимости уменьшить период прокатки против 27,03 сек. оптимальным будет ускорение, при котором пауза на реверсирование валков будет не более паузы, рассчитанной по времени работы нажимного устройства. Тогда, принимая по табл. 61 $t_{н.у} = 2,0$ сек., найдем оптимальное ускорение из формулы (VI.40).

$$a_{опт} = \frac{n_y}{t_{н.у} - \frac{n_z}{b}} = 25 \text{ об/мин/сек.}$$

Результаты расчета режима прокатки из условия минимального нагрева двигателя при оптимальных ускорениях $a_{опт} = 25$ и $b_{опт} = 70$ об/мин/сек сведены в табл. 64.

Таблица 64

Оптимальный режим прокатки на стане 900 из условия минимального нагрева двигателя (при $a = 25$ и $b = 70$ об/мин/сек)

№ пропуска	n_y об/мин	n_m об/мин	n_z об/мин	t_m сек.	t_x сек.	$M_{р}^2 t_p$	$M_{п}^2 t_{п}$	$M_0^2 t_0$
1	50	50	0	1,78	4,1	1800	11400	770
2	50	50	0	2,00	2,1	1800	14200	870
3	50	50	0	2,27	2,1	1800	18200	1030
4	50	50	0	2,59	2,0	1800	18400	600
5	50	50	0	3,04	2,0	1800	26200	930
				11,68	12,3	9000	88400	4200

Примечание. $T = 23,98$ сек., $\Sigma M^2 t = 101600$ (тм)² · сек.

Среднеквадратичный момент

$$M_{кв} = \sqrt{101600 : 23,98} = 65 < 71,6 \text{ тм.}$$

Таким образом, производительность повысилась против допускаемой режимом по табл. 63 еще на 12,7% при запасе мощности 9%.

Приведенные результаты наглядно показывают, каким образом, пользуясь изложенными выше методами расчета оптимальных режимов прокатки, получить максимально возможную производительность в каждом конкретном случае.

В 1957 г. было проведено исследование работы блюминга № 2 Магнитогорского металлургического комбината. Целью исследования являлось изучение фактических режимов работы блюминга и загрузки главного двигателя при этих режимах, а также установление таких оптимальных условий работы, которые позволят использовать имеющиеся резервы производительности стана.

Осциллографирование работы главного двигателя при существующих режимах прокатки показало, что использование двигателя по нагреву находится на пределе. Следовательно, дальнейшее повышение производительности возможно лишь в случае установления таких режимов прокатки, которые дадут снижение нагрева двигателя по сравнению с существующими режимами.

Как уже было выяснено выше, минимальный нагрев двигателя определяется главным образом высокими скоростями захвата слитка, отсутствием ослабления магнитного потока и оптимальным значением ускорений главного двигателя. В меньшей степени нагрев двигателя зависит от скорости выхода слитка из валков.

Анализ фактических режимов работы блюминга № 2 ММК показал, что с точки зрения нагрева двигателя эти режимы не благоприятны вследствие низких скоростей захвата и низких ускорений, значительно меньших оптимальных их значений.

Одно лишь повышение скоростей захвата не дало бы положительного эффекта, так как наряду со снижением нагрева двигателя имело бы место увеличение пауз между пропусками и неизбежное увеличение продолжительности цикла прокатки, несмотря на сокращение машинного времени.

Поэтому дальнейшее экспериментирование шло по пути постепенного увеличения ускорений главного двигателя, вплоть до оптимальных их значений, с соответствующим увеличением скоростей захвата по пропускам.

Первые же опытные прокатки показали высокую эффективность работы с повышенными ускорениями и скоростями захвата. Так, например, при прокатке слитка спокойной стали в 11 пропусков на заготовки 340×320 мм при обычном режиме работы был зафиксирован цикл прокатки $T = 53,9$ сек. Нагрузка двигателя по нагреву была нормальной (99,7%). Средняя скорость захвата составляла 15 об/мин.

Опытная прокатка при тех же условиях, но при ускорениях, на 60% больших, и соответственно больших скоростях захвата дала снижение цикла прокатки до 48,2 сек. (на 12%) и снижение нагрева двигателя на 4%. Средняя скорость захвата составила более 35 об/мин.

Исследование ускорений, превышающих существующие на 30; 60; 80 и 100%, показало, что наибольший эффект достигается при повышении ускорения на 60—80%, т. е. при ускорениях, близких к оптимальным, полученным расчетным путем (см. рис. 154). При ускорении, превышающем принятое на заводе на 100%, наблюдалась уже значительная перегрузка двигателя по нагреву.

Исследование не подтвердило мнения некоторых специалистов о том, что увеличение ускорений на блюминге № 2 ММК ухудшит захват металла и нарушит ритм работы операторов стана. Наоборот, старшие операторы всех трех смен на блюминге — С. Я. Диденко, И. Г. Гончаров, А. М. Морозов, поработавшие по 2—3 часа на повышенных ускорениях и скоростях захвата, решительно высказались за увеличение ускорения. Несмотря на короткое время работы при новых режимах, операторы работали с высокой ритмичностью и производительностью, экономя на каждом слитке 3—4 сек. При этом они подтвердили, что захват металла валками был хороший.

На основании проведенного исследования были разработаны оптимальные режимы прокатки для основных профилей стана.

Так, например, для рассмотренного выше случая прокатки слитка спокойной стали в 11 пропусков при расчетном оптимальном режиме цикл прокатки получился 43,8 сек., т. е. на 23% меньше цикла при существующем режиме прокатки. Более того, расчет показал, что прокатка в 13 пропусков того же слитка при оптимальном режиме ускорения и скоростей обеспечивает цикл прокатки в 49,7 сек., т. е. на 8% меньше, чем при существующем режиме прокатки в 11 пропусков.

Дальнейшее исследование и внедрение оптимальных режимов прокатки проводились работниками Магнитогорского металлургического комбината.

Так, например, Л. В. Андреюк [124] убедительно показал, что режим прокатки на блюминге № 2 ММК блюмов сечением 345×315 мм за 11 пропусков, длительное время применявшийся на заводе, не являлся оптимальным.

Хотя применяемые обжатия не были предельными ни по крутящему моменту двигателя, ни по захватывающей способности валков, ни по их прочности, работа блюминга в указанном режиме протекала неустойчиво (буксование, срывы при захвате, удары в трансмиссии и отключения двигателя предварительной защитой). После двукратных поломок зубьев шестеренных валков пришлось пересмотреть режим прокатки.

Для сравнения различных режимов прокатки и выбора оптимального режима ниже приводится результат расчета, проведенного Л. В. Андреюком для случаев прокатки слитков размерами $\frac{770 \times 630}{810 \times 640} \times 2200$ мм весом 7,05 т на блюмы сечением 345×315 мм за 9, 11, 13 и 15 пропусков.

Для каждой схемы обжатий подбирался оптимальный режим работы двигателя (ускорение, замедление, максимальная скорость и пр.). Исследования Уральского политехнического института на блюминге № 2 ММК показали практическую возможность такого выбора.

Во всех схемах прокатки принято одинаковое число кантовок, кроме схемы прокатки за 9 пропусков, где на одну кантовку меньше. Расчет произведен по методу, изложенному в гл. VI и VII, результаты расчета приведены на рис. 161.

Из сделанных расчетов можно сделать следующие выводы.

1. Средняя скорость прокатки увеличивается с увеличением числа пропусков. Это достигается вследствие увеличения скоростей захвата, увеличения ускорений прокатного двигателя и вследствие этого более высоких максимальных скоростей за пропуск.

2. Продолжительность пауз возрастает с увеличением числа пропусков во всем рассматриваемом диапазоне. Машинное время имеет минимум при прокатке за 13 пропусков. Как увеличение, так и сокращение числа пропусков увеличивают длительность машинного времени.

3. При значительных различиях в режимах обжатий продолжительность цикла прокатки изменяется в значительно меньшей степени. При сокращении числа пропусков с 15 до 9, т. е. на 40%, обжатия увеличиваются на 70%, продолжительность цикла сокращается при этом всего лишь на 10%.

4. Работа с большими обжатиями неритмична. Не всегда возможно соблюдение «тройного условия».

5. Прокатка за 13 пропусков наиболее соответствует оптимальному режиму. По этой схеме получается наименьшая длительность цикла из условий нагрева двигателя (49,84 сек.), которая практически совпадает с минимально возможной длительностью цикла (48,06 сек.). При прокатке за 11 пропусков минимально возможная длительность цикла всего на 1,1% меньше, чем за 13 пропусков (47,54 сек.), зато длительность цикла из

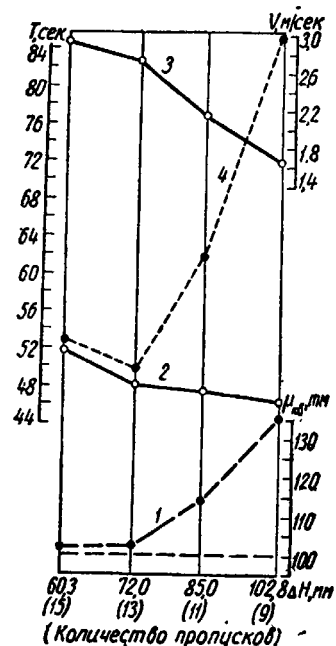


Рис. 161. Прокатка блюмов сечением 345 x 315 мм из 7-т слитков на блюминге № 2 ММК за различное число пропусков:

1 — среднеквадратичный момент двигателя; 2 — минимальный цикл прокатки; 3 — средняя скорость прокатки; 4 — длительность цикла из условий нагрева двигателя

условий нагрева двигателя получается при этом на 23,8% больше (61,68 сек.).

Увеличение числа пропусков до 15 нецелесообразно, так как при этом увеличивается как минимальная длительность цикла, так и длительность нагрева двигателя.

Схема прокатки за 9 пропусков может быть осуществлена лишь для небольшого количества слитков и при удачных захватах может дать наименьшую длительность из всех четырех случаев. Но даже в идеальном случае выигрыш по сравнению со схемой прокатки за 13 пропусков может быть всего 1,66 сек. (3,5%). Эта схема совершенно непригодна для массового применения из условий нагрева двигателя и из-за неустойчивого захвата.

Учитывая это, полностью перешли на прокатку слитков всех типов по оптимальным режимам за 13 пропусков вместо 11 [124].

Минимальная длительность цикла при прокатке за 11 пропусков была безусловно меньше, чем за 13. Это же следует и из расчетов. Однако многие слитки прокатываются за 11 пропусков, наоборот, с большим циклом, чем за 13 пропусков, из-за срывов при захвате, буксований и отключений двигателя защитой.

На рис. 162 приведены частотные кривые длительности прокатки за различное число пропусков. Кривые для случаев прокатки за 11 и 13 пропусков построены на основании многочисленных хронометражных данных, а для 9 и 15 пропусков — предположительно.

Минимально возможная длительность цикла T_{min} очень близка к расчетной и увеличивается с увеличением числа пропусков. Благодаря тому, что различие между минимальной и средней длительностями цикла тем больше, чем более интенсив режим обжатий, наименьшая средняя длительность цикла (T_{cp}) получается при прокатке за 13 пропусков (рис. 162).

С переходом на оптимальные режимы прокатки работа блюминга стала более ритмичной. При прокатке за 13 пропусков

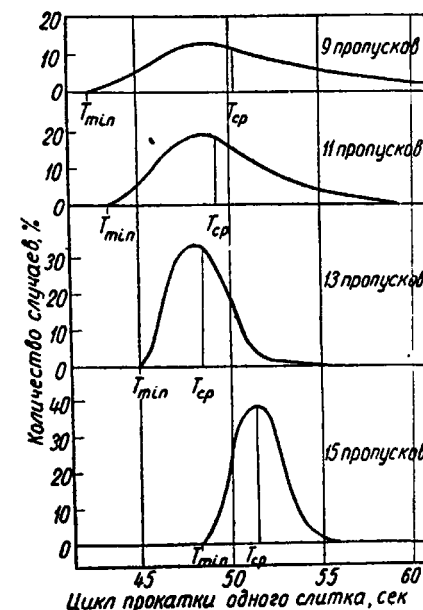


Рис. 162. Частотные кривые длительности прокатки (без паузы между слитками) за различное число пропусков

92,7% слитков укладываются в диапазон $\pm 2,0$ сек. от средней длительности прокатки. При 11 пропусках это количество составляет только 58,0%.

На рис. 163 показан типичный случай при прокатке за 11 пропусков. Характерно снижение скорости валков перед захватом, поджатие верхнего валка нажимным устройством в мо-

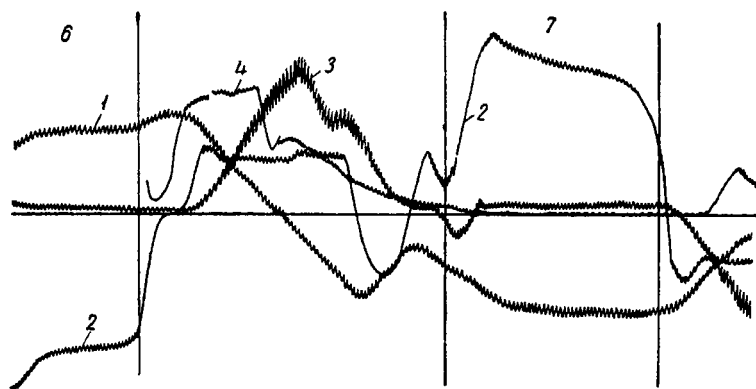


Рис. 163. Пауза с кантовкой при прокатке за 11 пропусков:
1 — скорость вращения валков; 2 — ток якоря прокатного двигателя;
3 — нажимное устройство; 4 — кантователь

мент захвата, значительная нагрузка, особенно в начале пропуска. На рис. 164 показан срыв при захвате слитка, потребовавший дополнительной затраты времени (2,1 сек.). Подобные случаи затрудняют ритмичную работу блюминга.

При прокатке за 13 пропусков нет необходимости ограничивать скорости захвата.

С переходом на прокатку по оптимальным режимам за увеличенное число пропусков резко уменьшилось различие в средней продолжительности прокатки различными операторами, работа операторов стала менее напряженной, появилась реальная возможность для внедрения автоматического управления. В несколько раз уменьшилось количество отключений двигателя предварительной защитой.

Средняя часовая производительность блюминга увеличилась на 0,6%, но не это основное. Из-за уменьшения поломок механического оборудования простои уменьшились на 28,1%, простои из-за аварий и неполадок с электрооборудованием и из-за выбивания автоматов уменьшились на 53,5%. Прочие простои, за исключением простоев из-за отсутствия металла, газа, пара, вагонов и пр., также уменьшились на 15,2%. За счет более ритмичной работы, уменьшения количества простоев и аварий, а также других организационно-технических мероприятий прокатано дополнительно за год более 50 тыс. т слитков.

Имеются и другие примеры [125], когда лучшие результаты при прокатке одних и тех же сечений были достигнуты при большем числе пропусков.

Отсюда следует, что наилучшие результаты получаются при работе не с наибольшими обжатиями, допустимыми для дан-

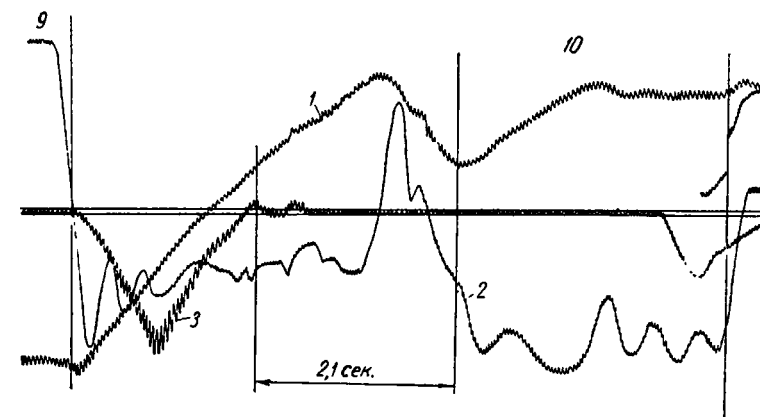


Рис. 164. Срыв при захвате в десятом пропуске. Для повторного захвата потребовалось снижение скорости. Обозначения те же, что на рис. 163

ного стана, а с оптимальными, которые при недостаточной мощности двигателя могут быть значительно меньше максимально допустимых.

38. РАЗРАБОТКА ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ ПРОКАТКИ ДЛЯ БЛЮМИНГА-АВТОМАТА 1300

В Советском Союзе спроектирован и изготавливается самый мощный в мире блюминг 1300. Впервые в мировой практике стан будет полностью автоматизирован и сможет работать как по заданной программе, так и в режиме самонастройки. При работе, преимущественно на десятитонных слитках, стан должен прокатывать 4,0—4,5 млн. т/год и более (при основном профиле проката — блюме 300×300 мм).

В дальнейшем, при увеличении сечения блюмов, его производительность поднимется до 6 млн. т/год и более.

Первоначально были заданы двигатели по 5350 квт на каждый валок с числом оборотов 70—110 об/мин и калибровка в 11 пропусков для прокатки профиля 300×300 мм. При этом предполагалось, что если при заданных двигателях не будет достигнута необходимая производительность стана, то мощность двигателей должна быть повышена.

Заданное число пропусков является практически минималь-

ным. Дальнейшее его уменьшение привело бы к увеличению обжатий со 100—120 мм (при 11 пропусках) до 120—140 мм (при 9 пропусках) и к неудовлетворительному захвату слитка валками.

Расчет режимов прокатки производился по изложенной выше методике. Здесь следует лишь остановиться на выборе ускорений с учетом как автоматического, так и ручного управления блюмингом.

Прежде всего величина ускорения при заданной калибровке или, что то же самое, при заданных статических моментах зависит от максимального момента, допускаемого двигателем (в данном случае максимальный момент двух двигателей равен 360 тм).

Зависимость между ускорением и статическим моментом, вычисленная по максимальному моменту, приведена ниже:

a , об/мин/сек	20	30	35	40	45	50	60	70	80	90	100
M_{\max} , тм	337	326	320	315	310	305	294	283	273	262	251

Кроме того, величина ускорения может быть вычислена из условия минимального нагрева двигателя (VI.79) — (VI.92) и из «тройного условия» (VI.42).

Для выбора ускорений требуются конкретные исходные данные. В табл. 65 приведены калибровка в 11 пропусков и моменты по пропускам.

Максимальный момент, равный 296 тм, получен во втором пропуске. Следовательно, на основании приведенных выше данных ускорение должно быть менее 60 об/мин/сек.

Пока автоматизация полностью или почти полностью не вытеснит ручное управление, придется работать на ручном управлении и, следовательно, ускорение должно на первых порах выбираться с учетом «тройного условия».

Для этого нужно прежде всего задаться отношением $m = \frac{b}{a}$.

При анализе этого отношения в гл. VI (рис. 136) было установлено, что при заданных паузах цикл пропуска и машинное время уменьшаются с уменьшением отношения $\frac{b}{a}$ независимо

от отношения $\varphi_1 = \frac{n'_y}{n_3}$. Поэтому за оптимальное принимаем наи-

меньшее отношение $m = \frac{b}{a} = 1$.

Далее из формулы (VI.42) следует, что максимальное значение ускорения k (при $\frac{b}{a} = 1$ $k = a = b$) будет при $\varphi_{1\max}$.

При известных паузах величина n_3 определяется по формуле (VI.38). В табл. 65 паузы рассчитаны по изложенной выше методике.

Тогда для первого калибра для паузы без кантовки в 1,5 сек. $n_3 = 29$ об/мин. Максимальное значение n_y определится из условий захвата. При наибольшем обжатии в первом калибре $\Delta H = 100$ мм ($D_p = 1200$ мм) для прокатки на гладкой части бочки кипящей стали получим $n_y = 18$ об/мин.

Таблица 65

Прокатка бруса 300×300 мм из слитка 10 т. сталь марки Ст. 3кп, за 11 пропусков ($a = b = k = 30$ об/мин/сек, $t_{н.у} = 0,15 \sqrt{\Delta H}$)

№ калибра	№ пропуска	H_1 мм	B_1 мм	ΔH мм	M тм	n_y об/мин	$n_{п.п}$ об/мин	n_3 об/мин	$t_{ч}$ сек.	$t_{х}$ сек.
I	0	$\frac{700}{760}$	$\frac{840}{900}$							
	1	640	$\frac{840}{900}$	$\frac{60}{120}$	(268)	35	46	26	1,04	4
	2	560	$\frac{840}{900}$	80	296	11,4	—	52,3	1,26	1,35
	3	780	$\frac{60}{120}$	(227)	35	49,3	29	1,16	3,5	
	4	680	585	100	255	16	45,5	29	1,54	1,5
	5	580	600	100	263	16	48	29	1,71	1,5
	6	480	620	100	273	16	—	66	1,67	1,5
II	7	500	500	120	236	14,4	58,5	35	2,26	3,5
	8	380	520	120	256	14,4	70	70	2,35	1,65
III	9	400	400	120	204	14,4	70	35	3,03	3,5
	10	280	420	120	210	14,4	70	70	3,45	1,65
IV	11	300	300	120	156	14,4	70	70	4,27	3,5
									23,74	27,15
									50,89	

Примечание. $\Sigma M^2 t = 1,440\,700$ (тм)²·сек.; $\tau = 50,9$ сек.; $M_{кв} = 168,5$ тм $> M = 149$ тм (перегрев на 13%); $T_H = 65$ сек.; $Q_H = 554$ т/час; $Q_T = 3,7$ млн. т/год, $T = T_H = 65$ сек.

По полученным n_3 и n_y из формулы (VI.42) найдем $k = 31,5$ об/мин/сек.

При наибольшем обжатии во II и остальных калибрах ($\Delta H = 120$ мм, $D_p = 1100$ мм) аналогично предыдущему получим $k = 31$ об/мин/сек.

Таким образом, как для гладкой части бочки, так и для остальных калибров из тройного условия получаем максималь-

Прокатка бляма 300×300 мм из слитка 10 т, сталь марки Ст. 3кп
за 13 пропусков ($a = b = k = 35$ об/мин/сек, $t_{н.у} = 0,15 \sqrt{\Delta H}$)

№ калибра	№ пропуска	H_1 мм	B_1 мм	ΔH мм	M т.м	n_y об/мин	$n_{п.у}$ об/мин	n_z об/мин	t_m сек.	t_x сек.
I	0	$\frac{840}{900}$	$\frac{700}{760}$	—	—	—	—	—	—	—
	1	815	(760)	$\frac{25}{85}$	148	50	50	25,4	0,98	4,0
	2	740	(760)	$\frac{75}{15}$	241	20	—	57	1,03	1,30
	3	685	750	$\frac{75}{75}$	197	50	50	25,4	1,01	3,5
	4	610	760	75	255	20	45,5	25,4	1,31	1,30
	5	535	770	75	263	20	48	25,4	1,45	1,30
II	6	460	780	75	268	20	—	66,7	1,33	1,30
	7	680	470	100	200	20	56,5	32	1,74	3,5
	8	580	485	100	206	20	59,5	32	1,92	1,50
	9	480	500	100	213	20	63,3	32	2,14	1,50
III	10	380	520	100	218	20	70	70	2,13	1,50
	11	400	400	120	203	20	70	35	2,76	3,5
IV	12	280	420	120	208	23	70	70	3,17	1,65
	13	300	300	120	155	10	70	70	4,27	3,5
									25,23	29,35
										54,58

Примечание. $\Sigma M t = 1279100$ (т.м)² сек., $\tau = 54,6$ сек., $M_{кв} = 153$ т.м (перегрев на 2,6%); $Q_T = 4,18$ млн. т/год, $Q_u = 625$ т/час; $T_H = 57,5$ сек; $T = T_H = 57,5$ сек.

но допускаемое ускорение $k = 31,5—31$ об/мин/сек. Принимаем оптимальное ускорение при ручном управлении блюмингом $k = 30$ об/мин/сек. По выбранному ускорению рассчитывается скоростной режим (табл. 65), нагрузка на двигатель и производительность.

Из результатов расчета видно, что, несмотря на ограничение максимальной скорости до $n_{п.у} = n_H = 70$ об/мин, т. е. наимыгоднейшей из условия нагрева двигателей, производительность стала все же определялась нагревом двигателей и получилась ниже заданной. Уменьшить нагрев двигателей можно увеличением скорости входа раската в валки n_y , но в рассматриваемом случае этого сделать нельзя, так как при данных обжатиях скорости входа и так уже находятся на пределе по условиям захвата.

Можно нагрев двигателей уменьшить увеличением ускорения валков, но это опять требует увеличения скоростей входа или же нарушения «тройного условия» и введения излишних операций при управлении станом.

Дальнейшее увеличение производительности при ручном управлении станом можно достигнуть лишь за счет увеличения числа пропусков до 13. Это позволит уменьшить обжатия, а следовательно, и нагрузки по пропускам, что само по себе уже уменьшает нагрев двигателей. Далее, уменьшение обжатий позволит увеличить скорости при захвате, что в еще большей степени уменьшит нагрев двигателей. И, наконец, увеличение скоростей захвата позволяет соответственно увеличить ускорения валков, что приводит к дальнейшему снижению нагрева двигателей.

Конечно, увеличение числа пропусков увеличивает продолжительность прокатки, но, так как в рассматриваемом случае период прокатки T на $65—50,9 = 14,1$ сек. меньше периода прокатки, определяемого нагревом двигателей, — T_H , увеличение числа пропусков вполне целесообразно. При средней продолжительности пропуска $50,9 : 11 = 4,65$ сек. продолжительность прокатки будет не более чем $50,9 + 2 \times 4,65 = 60,2$ сек., что меньше чем $T_H = 65$ сек. Однако увеличение числа пропусков позволяет снизить T_H . Если при этом увеличить и ускорения, то получим $\tau < 60,2$ сек.

На основании изложенного в табл. 66 приведена калибровка на 13 пропусков для профиля 300×300 мм. При этом, исходя из формулы (VI.42), получаем возможность увеличить ускорения до величины $a = b = 35$ об/мин/сек.

Сопоставляя данные табл. 65 и 66, можно заключить, что увеличение числа пропусков и небольшое увеличение ускорений (допускаемое «тройным условием») привели к резкому повышению производительности до 4,18 млн. т/год против 3,7 млн. т/год по данным табл. 65. При этом все еще $\tau < T_H$, хотя и произошло сближение этих величин.

Полученная производительность вполне удовлетворяет заданию (4,0—4,5 млн. т/год), а принятые параметры прокатки позволяют работать как с автоматическим, так и с ручным управлением станом.

На рис. 165 изображен график скоростей при соблюдении «тройного условия».

Производительность при прокатке спокойной стали при условии $\tau < T_H$ будет всегда выше, чем при прокатке кипящей стали, так как слитки спокойной стали легче захватываются валками и, следовательно, допускают прокатку при более высоких скоростях захвата и ускорениях.

Дальнейшее увеличение ускорений, вплоть до их оптимальных значений из условия минимального нагрева двигателей, позволяет повышать производительность, пока $\tau < T_H$.

Однако при этом график скоростей приобретает ступенчатый

Прокатка бляма 300×300 мм из слитка 10 т, сталь Ст. 3кп
за 13 пропусков ($a = b = 80$ об/мин/сек $t_{н.у.} = 0,112 \sqrt{\Delta H}$)

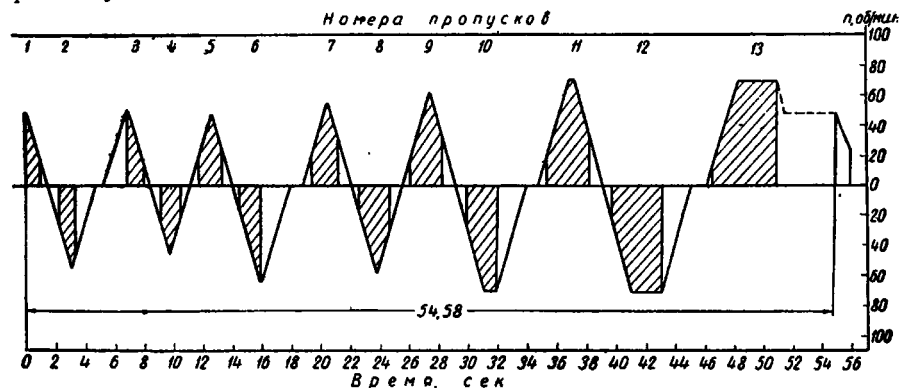


Рис. 165. График скоростей при соблюдении «тройного условия»

Поскольку в среднем скорости $n_y < n_3$ и поскольку практически не может быть $b < a$, то принимаем $a = b = k$.

Тогда ускорение определится по формуле (VI.92). Подстав-

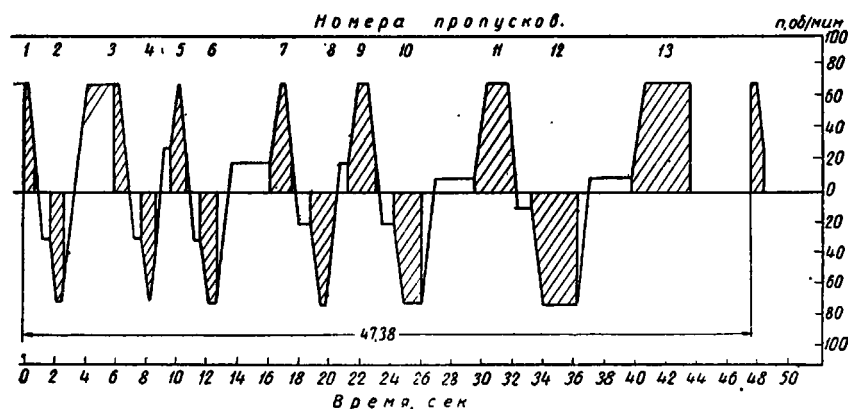


Рис. 166. Ступенчатые диаграммы скоростей прокатки

ляя в эту формулу среднее значение M , n_y и n_3 , определенные из табл. 65 и 66, получим округленно

$$k_{\text{опт}} = a = b = 80 \text{ об/мин/сек.}$$

Такое ускорение допускается и максимальным моментом двигателя при 13 пропусках.

В табл. 67 приведены результаты расчета режима прокатки при рассчитанном оптимальном ускорении и несколько умень-

№ калибра	№ пропуска	H_1 мм	B_1 мм	ΔH мм	M т.м	n_y об/мин	$n_{\text{п}}$ об/мин	n_3 об/мин	t_m сек.	t_x сек.
I	0	840 900	700 760	—	—	—	—	—	—	—
	1	815	(760)	25/85	148	70	70	19	0,78	4,0
	2	740	(760)	75	241	30	70	70	0,69	0,97
	3	685	750	15/75	197	70	70	19	0,81	3,5
	4	610	760	75	255	30	64,6	19	1,00	0,97
	5	535	770	75	263	30	68,3	19	1,10	0,97
	6	460	780	75	263	30	70	70	0,96	0,97
II	7	680	470	100	200	20	70	24	1,42	3,5
	8	580	485	100	206	20	70	24	1,55	1,12
	9	480	500	100	213	20	70	24	1,75	1,12
	10	380	520	100	218	20	70	70	1,85	1,12
III	11	100	400	120	203	10	70	26	2,49	3,5
	12	280	420	120	208	10	70	70	3,03	1,23
IV	13	300	300	120	155	10	70	70	3,85	3,5
									21,28	26,47
									47,74	

Примечание. $\Sigma M \cdot t = 1151100$; $t = 47,75$; $M_{\text{кв}} = 155$ т.м; $T_{\text{II}} = 51,9$ сек.; $T = T_{\text{II}}$; $Q_4 = 695$ т/час; $Q_T = 4,65$ млн. т/год.

шенных за счет увеличения скорости работы нажимного устройства паузах. Последнее стало возможным благодаря значительному уменьшению нагрева двигателей при оптимальных ускорениях.

В результате расчетная производительность увеличилась еще на 12,5% и достигла 4,65 млн. т/год, что превышает установленную заданием.

Увеличение в дальнейшем мощности двигателей до 6800 квт каждый, применение работы нажимного устройства на упор и улавливание слитка линейками позволило повысить производительность бляминга до 6,5 млн. т/год. При этом оптимальным числом пропусков для десятитонных слитков оказалось уже 11, а для тринадцатитонных — 13 пропусков.

Следует также отметить, что при первоначально принятых двигателях применение диаметра валков 1300 мм дало снижение производительности стана по сравнению с валками 1150 мм.

При увеличении же мощности двигателей преимущество оказалось на стороне валков большего диаметра.

Дело в том, что при меньшей мощности двигателей большие диаметры, давая большие моменты, увеличивают нагрев двигателя, а последний лимитирует производительность. При увеличенной же мощности двигателей, производительность определяется не нагревом, а продолжительностью пропусков. Однако при меньших диаметрах скорости прокатки уменьшаются и продолжительность прокатки увеличивается.

39. ДВУХСЛИТКОВАЯ ПРОКАТКА НА БЛЮМИНГЕ

Повышение производительности блюмингов возможно при внедрении двухслитковой прокатки. Этот метод уже несколько лет применяется на ряде отечественных блюмингов и обеспечивает повышение производительности, достигающее на отдельных профилях 15—30%.

При умеренных обжатиях оба слитка можно пропускать через валки вплотную друг за другом, причем второй слиток задается в валки без снижения числа оборотов или даже при нарастающей скорости валков. Если обеспечить прохождение двух слитков без отрыва друг от друга в каждом пропуске, а также одновременную кантовку обоих слитков, то время пауз на каждый слиток сокращается вдвое. Это главным образом и обеспечивает значительное повышение производительности при двухслитковой прокатке.

Особенно ощутимо повышение производительности на блюмингах с тихоходными нажимными устройствами, где время пауз вдвое превышает машинное время. Увеличение производительности на этих блюмингах может достигать 30%, а при прокатке слябов еще больше (при достаточной мощности двигателя). При быстроходных нажимных устройствах эффективность двухслитковой прокатки снижается.

В последних пропусках, когда раскаты уже достаточно длинные, манипуляторы существующих блюмингов не обеспечивают одновременной кантовки обоих раскатов и кантовку приходится производить раздельно. Это также снижает эффективность двухслитковой прокатки.

Следует учитывать, что при прокатке парами между слитками, идущими друг за другом, всегда имеется небольшой разрыв 0,2—0,5 сек., а иногда и свыше 1 сек. Эти промежутки также должны быть включены в цикл двухслитковой прокатки.

Помимо экономии времени на паузах, достигается значительная экономия и на машинном времени.

Сокращение машинного времени первого слитка достигается за счет сокращения периода замедления со слитком, а сокращение машинного времени второго слитка — за счет сокращения периода ускорения со слитком. Другими словами, при двухслит-

ковой прокатке имеет место увеличение средней скорости прокатки по сравнению с однослитковой прокаткой.

На рис. 167 приведены графики, иллюстрирующие экономию времени как за счет уменьшения машинного времени, так и за счет сокращения паузы между слитками (рис. 167, а и в). Особенно значительным сокращение времени получается в первых пропусках (пока раскат короткий), сокращение машинного вре-

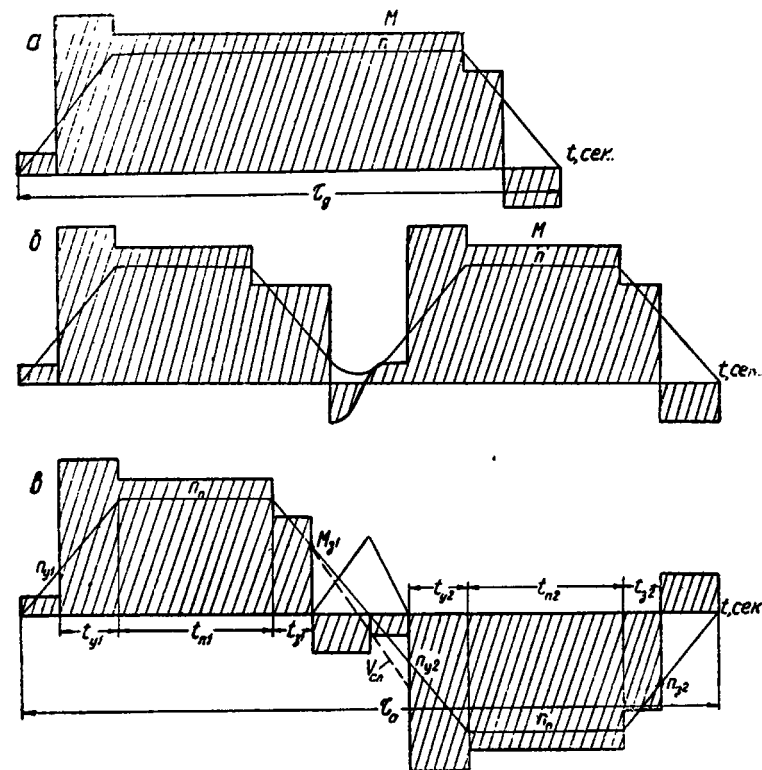


Рис. 167. Двухслитковая прокатка:

а — без снижения скорости между слитками; б — со снижением скорости между слитками; в — однослитковая прокатка

мени достигает 10—15%, а сокращение цикла пропусков (с учетом сокращения паузы) — до 30—40%. К концу прокатки экономия времени по пропускам постепенно снижается до 10—6% за цикл пропуска.

Двухслитковая прокатка не только сокращает цикл прокатки, но и уменьшает нагрев двигателя как за счет сокращения периода ускорения для второго слитка, так и за счет общего сокращения машинного времени. В результате при той же мощности двигателя можно получить значительно большую производительность, чем при однослитковой прокатке.

К исследованию двухслитковой прокатки (расчет на 2 слитка)
 $M_H = 180 \text{ т.м.}$, $n_H = 50 \text{ об/мин.}$, $\delta = 1,6$; $M = 200 \text{ т.м.}$; $M_H = 0$; $N_1 = 1 \text{ об.}$; $a = b = 50 \text{ об/мин/сек}$

№ пп.	Вариант прокатки	n_{y1} об/мин	n_{z2} об/мин	$t_{п}$ сек.	$t_{м}$ сек.	$t_{х}$ сек.	$M_{рr}^2 t_p + M_0^2 t_0$	$M_{yу}^2 t_y$ (т.м.) ² сек	$M_{пп}^2 t_{п}$ (т.м.) ² сек	$M_{z3}^2 t_z$ (т.м.) ² сек	$\Sigma M^2 t$ (т.м.) ² сек	τ сек.	$M_{кв}$ т.м.	$\frac{\tau_0}{\tau_{д}}$	$\frac{M_{кв}^D}{M_{кв}^0}$	$\frac{\Sigma M^2 t_0}{\Sigma M^2 t_{д}}$
1	Однослитковая	20	30	1,16	3,16	2,0	12800	94000	46400	11500	165700	5,16	179	—	—	—
2	Двухслитковая: $n_{z1} = n_{y2} = n_H = 50$	20	30	1,78	2,78	1,0	6400	47000	71300	5750	130450	3,78	186	1,36	1,04	1,27
3	То же	50	50	2,40	2,40	2,0	12800	—	96000	—	108800	4,40	157	1,17	0,88	1,52
4	»	50	0	1,90	2,90	1,0	6400	—	76000	14400	97000	3,90	157	1,22	0,88	1,71
При $a = b = 100 \text{ об/мин/сек}$ (торможение линейками)																
5	»	50	50	2,40	2,40	1,0	25600	—	96000	—	121400	3,40	190	1,52	1,06	1,36
При $a = b = 80 \text{ об/мин/сек}$ (торможение линейками)																
6	»	50	50	2,4	2,4	1,25	20400	—	96000	—	116400	3,65	179	1,41	1,0	1,41

В табл. 68 приведены сравнительные данные по однослитковой и различным вариантам двухслитковой прокатки без разрыва между первым и вторым слитком.

Сопоставляя первый вариант двухслитковой прокатки (табл. 68, рис. 167, а) с однослитковой прокаткой, видим, что цикл прокатки двух слитков сократился с 5,16 до 3,78 сек., т. е. на 36%. Однако нагрев двигателя при этом увеличился на 4%. Отношение циклов прокатки при одинаковом нагреве двигателя будет соответствовать отношению суммарных квадратичных моментов ($\Sigma M^2 t$). Как видно из табл. 68, это отношение равно 1,27. Следовательно, при одинаковой потребной мощности двигателя производительность при двухслитковой прокатке может быть на 27% больше, чем при однослитковой. При прокатке небольшого числа пар слитков, когда нагревом двигателя можно пренебречь, повышение производительности может достигнуть 36%.

Двухслитковая прокатка без снижения скорости между слитками может иметь место, как уже указывалось выше, лишь при умеренных обжатиях. На основании имеющейся практики, пока еще небольшой, а также данных исследования условий захвата при 40—50 об/мин, под умеренными обжатиями можно приближенно принимать обжатия 40—60 мм при прокатке на гладкой бочке, 60—80 мм при прокатке в широких калибрах и до 100 мм при прокатке в узких калибрах (шириной 250—350 мм).

Поскольку скорость 40—50 об/мин соответствует обычно номинальной скорости прокатного двигателя, то, надо полагать, умеренные обжатия позволяют производить захват на номинальной скорости не только второго, но и первого слитка. Поэтому очень выгодной представляется схема двухслитковой прокатки с постоянной скоростью, т. е. без периодов прокатки слитка с ускорением и замедлением. Это еще более сокращает машинное время, уменьшает нагрев двигателя и значительно упрощает управление скоростным режимом прокатки, а также автоматизацию стана.

Однако расчет этого второго варианта двухслитковой прокатки (табл. 68) вскрывает естественный для него недостаток — увеличение паузы до 2 сек. вследствие большой скорости выброса.

В результате цикл прокатки сокращается лишь на 17% и настолько же повышается производительность. По условиям же нагрева двигателя цикл прокатки может быть уменьшен на 52%. Таким образом, остаются неиспользованными значительные резервы мощности.

Для сокращения паузы с двух до одной секунды во 2-м варианте двухслитковой прокатки без увеличения нагрева двигателя нужно слиток выбрасывать из валков при скорости, близкой нулю (см. вариант 3). Тогда производительность повысится на 32% при такой же малой нагрузке двигателя, как и по вто-

рому варианту. По третьему варианту усложняется управление скоростным режимом блюминга.

Для обеспечения двухслитковой прокатки с постоянной скоростью, как и при втором варианте, но без увеличенной паузы, необходимо использовать торможение выбрасываемого из валков слитка линейками манипулятора, а ускорения валков увеличить до 100 об/мин/сек. Тогда получим паузу, равную 1 сек. (табл. 68). При этом цикл прокатки сокращается на 52%, но двигатель перегревается на 6%. Поэтому с учетом нагрева двигателя производительность прокатки может быть повышена лишь на 36%.

Для нахождения оптимального варианта при конкретных данных табл. 68 нужно в последнем варианте снизить ускорения настолько, чтобы отношение суммарных квадратичных моментов стало равным отношению циклов. Этот вариант получится при $a=b=80$ об/мин/сек и даст повышение производительности на 41%. При этом пауза между пропусками увеличится до 1,25 сек.

Фактическая эффективность двухслитковой прокатки, в той или иной степени, будет меньшей, чем по табл. 68, но таблица дает наглядно относительное сопоставление различных вариантов двухслитковой прокатки.

В случае, если обжатия превышают умеренные их значения, приходится снижать обороты валков не только перед первым слитком, как это показано на рис. 167, б. В результате между первым и вторым слитками появляется пауза. Чем больше обжатия, тем меньше должны быть скорости захвата, тем больше периоды ускорения и машинное время, тем больше нагрев двигателя, тем меньше преимущества двухслитковой прокатки перед однослитковой.

При больших обжатиях, в конечном счете, экономия времени при двухслитковой прокатке может быть только на паузах с кантовкой, когда оба слитка кантуются одновременно.

Пауза же между первым и вторым слитками будет даже больше, чем пауза при однослитковой прокатке при тех же скоростях выброса из валков в предыдущем пропуске и входа в последующий. Дело в том, что при однослитковой прокатке переход от замедления к ускорению с помощью реверсирования происходит без потери времени (рис. 167, в), а при двухслитковой прокатке этот же переход происходит с потерей времени, так как при отсутствии реверсирования валков кривая скорости замедления приобретает затухающий характер (рис. 167, б), что и увеличивает паузу. Кроме того, в последнем случае двухслитковой прокатки значительно усложняется управление скоростным режимом блюминга, а следовательно, усложняется и автоматизация стана.

Итак, существенная экономия времени и мощности при двухслитковой прокатке имеет место лишь тогда, когда прокатка

идет с умеренными обжатиями, позволяющими задавать второй слиток или оба слитка без снижения скорости. Если при этом двигатель загружен полностью, то двухслитковая прокатка имеет абсолютное преимущество перед однослитковой. В этом случае сокращение числа пропусков невозможно, так как приведет к перегрузке двигателя.

Если же при двухслитковой прокатке с умеренными обжатиями двигатель имеет значительный резерв мощности, то переход на однослитковую прокатку с повышенными обжатиями может дать преимущество, если мощность двигателя позволит сократить число пропусков не менее чем на четыре.

Отсюда и обратный вывод, что при переходе от однослитковой прокатки к двухслитковой часто полезно увеличить число пропусков на два, чтобы приблизиться к прокатке с умеренными обжатиями, дающими наибольшие преимущества при двухслитковой прокатке.

При проектировании новых блюмингов или реконструкции существующих нужно предусматривать в конструкции манипулятора возможность одновременной кантовки двух слитков и торможение слитков линейками.

ГЛАВА VIII

ОБОРУДОВАНИЕ СОВРЕМЕННОГО БЛЮМИНГА

Механическое оборудование блюминга обычно подразделяют на основное и вспомогательное. Однако для современного полностью механизированного и в значительной мере автоматизированного процесса прокатки блюмов и слябов такое деление является условным, так как в данном случае при массовом поточном производстве выход из строя любой машины влечет за собой остановку производства. Поэтому в дальнейшем, не соблюдая этого традиционного деления на основное и вспомогательное, рассмотрим характерные особенности современного механооборудования блюмингов по ходу технологического процесса.

Основными комплексами механизмов, обслуживающих технологический процесс прокатки на блюминге, являются следующие:

1. Оборудование слиткоподачи.
2. Транспортные и вспомогательные устройства головной части стана.
3. Вспомогательное оборудование рабочей клетки блюминга.
4. Основные узлы рабочей машины стана.
5. Установка для огневой зачистки блюмов.
6. Ножницы для разрезания полосы на мерные длины.
7. Вспомогательные устройства блюминговых ножниц.
8. Уборочные устройства на складе блюмов и слябов.

40. ОБОРУДОВАНИЕ СЛИТКОПОДАЧИ

Слиткоподача на действующих блюмингах является «узким местом» в оборудовании стана. Как правило, устройства для подачи слитков к стану на работающих блюмингах имеют пропускную способность на 10—15% ниже пропускной способности самого стана. По мере роста производительности блюмингов отмеченное несоответствие в пропускной способности слиткоподачи увеличивается. Естественно поэтому, что решению проблемы улучшения слиткоподачи как металлургическими, так и машиностроительными заводами уделяется большое внима-

ние. Интенсифицированы режимы работы слитковозов, улучшены их конструкции, имеется ряд предложений по улучшению схем слиткоподачи.

Типовой схемой слиткоподачи на довоенных блюмингах, имеющей большое распространение и в настоящее время, являлась подача слитков с помощью одноместного слитковоза (рис. 168). Такая слиткоподача наименее производительна, поэтому было предложено несколько способов улучшения слиткоподачи. Среди них основными являются: а) интенсификация режимов работы слитковозов, коловцевых кранов и других

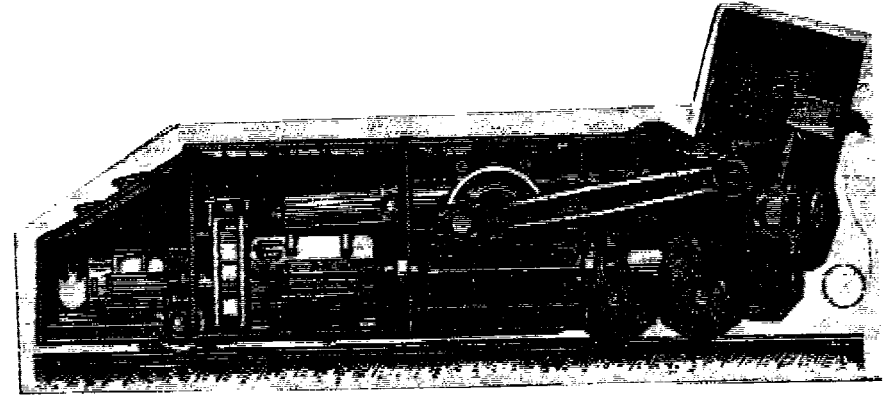


Рис. 168. Общий вид слитковоза

устройств слиткоподачи и б) разработка конструкций слиткоподающих механизмов нового типа.

Главной машиной слиткоподачи, определяющей цикл подачи слитков к стану, является слитковоз. Существует мнение, что дальнейшее сокращение цикла слиткоподачи за счет интенсификации работы слитковозов невозможно ввиду общеизвестных ограничений в повышении скоростей и ускорений движения слитковозов. Опыты, проведенные Е. Н. Березиным [126], показали ошибочность этого мнения. Из графика рис. 169, а можно видеть, что цикл работы слитковоза может быть уменьшен за счет:

а) уменьшения или полного устранения участка ползучей скорости;

б) увеличения высоты трапеции, т. е. увеличения скорости установившегося движения;

в) увеличения углов α и β , тангенсы которых характеризуют величину ускорений и замедлений.

Возможность отказа от ползучей скорости появляется при работе слитковоза с боковым опрокидыванием слитков или при расположении линии слиткоподачи под углом к линии стана, или при параллельном расположении этих линий.

Максимальная производительность могла бы быть достигнута при работе слитковоза по треугольному графику скорости (линия 1 на рис. 169, б). Однако при таком режиме работы при ускорении $1,5 \text{ м/сек}^2$ и движении от дальних колодцев слитковоз развивал бы максимальную скорость 20 м/сек , что недопустимо с эксплуатационной точки зрения (требования техники безопасности, повышенный износ деталей от ударов из-за неровностей пути, расстройство путей по той же причине, разрушающее действие вибрации, ухудшение условий токосяема

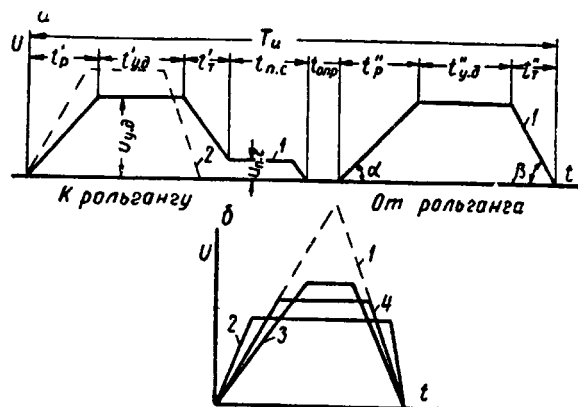


Рис. 169. График скорости слитковоза:

t_p — время разгона; $t_{у.д}$ — время установившегося движения; $t_т$ — время торможения; $t_{п.с}$ — время движения на «ползучей» скорости; $u_{у.д}$ — скорость установившегося движения, $u_{п.с}$ — «ползучая» скорость

и пр.). Поэтому при большой протяженности фронта нагревательных колодцев рациональным для слитковоза остается трапецидальный график скорости с оптимальной скоростью установившегося движения $u_{уст}$.

Таблица 69

Режим работы некоторых слитковозов

Заводы, где проводились опыты	Скорость слитковоза $v_{уст}$ м/сек	Фактическое ускорение, определенное экспериментально a , м/сек ²	Максимальное расчетное ускорение к моменту начала ускорения	Резерв повышения ускорения %
КМК	5,8	1,25	1,73	14
ММК	6,2	1,3	1,73	13
Алчевский металлургический завод	5,3	0,55*	1,15	21
НТМК	4,4	0,89**	0,89	—

* Следы проскальзывания обнаружены при ускорении $0,8 \text{ м/сек}^2$. В отчетливой форме имеет место проскальзывание при ускорении $1,1—1,2 \text{ м/сек}^2$.

** При ускорении $0,95 \text{ м/сек}^2$ наблюдалось полное нарушение сцепления.

Исследования Е. Н. Березина [126] показали, что этот резерв не использован. В табл. 69 приведены основные показатели режима работы слитковозов, на которых проводились опыты.

Большинство слитковозов на наших металлургических заводах работают на скоростях, не превышающих $4—5 \text{ м/сек}$: Макеевский завод — $4,5 \text{ м/сек}$; Челябинский — 5 м/сек ; Днепродзержинский (новый слитковоз) — 5 м/сек .

На основании данных, приведенных в табл. 69, можно сделать вывод, что хотя на действующих блюмингах и имеются некоторые резервы повышения производительности за счет повышения скоростей и ускорений слитковозов, однако эти резервы ограничены.

Более радикальным средством является применение новых схем слиткоподачи. Важным явилось применение Уралмашзаводом двухместного слитковоза для блюмингов 1150. Слитковоз новой конструкции позволил транспортировать одновременно два слитка весом по 7 т для прокатки блюмов или один слиток весом до 16 т для прокатки слябов. Скорость движения слитковоза $6,8 \text{ м/сек}$, время опускания слитка на роляганг $3,5 \text{ сек.}$, вес без электрооборудования 75 т . При проектной максимальной производительности блюминга, соответствующей циклу прокатки в 51 сек. , новый слитковоз надежно обеспечивает снабжение стана металлом.

Неплохим техническим решением является применение слитковозов с канатным приводом. Канатный привод устраняет ограничение в увеличении скоростей и ускорений, легко поддается переводу на автоматическое управление. Этими обстоятельствами объясняется довольно широкое применение таких слитковозов на американских блюмингах [127]. Следует, однако, иметь в виду, что производительность американских блюмингов ниже советских и составляет $2,5—3 \text{ млн. т/год}$.

Вопрос о повышении скорости слиткоподачи возник с прежней остротой при проектировании блюминга 1300 со средней длительностью цикла прокатки 41 сек. , при средней производительности стана 835 т/час . В новых условиях слиткоподача одним слитковозом с люлькой на два слитка оказалась непригодной, так как потребовалась бы чрезвычайно высокая скорость перемещения слитковоза (16 м/сек). Был предложен вариант слиткоподачи двумя двухслитковыми слитковозами, перемещающимися по двум параллельным железнодорожным колеям. Он оказался несостоятельным, так как не снижал существенно скорости слитковозов, требовал уменьшения ширины колодцев. Соответствующего удлинения отделения нагревательных колодцев на несколько десятков метров с удорожанием строительства примерно на 4 млн. руб.

Неприемлемым оказался также и вариант слиткоподачи ролягангом, установленным вдоль фронта колодцев. Вес такого роляганга составил бы около 1375 т , а стоимость $6—7 \text{ млн. руб.}$

Возможна была бы подача слитков с помощью 3 или 4 канатных тележек-рольгангов, передвигающихся по одному пути и последовательно транспортирующих слитки к приемному рольгангу стана. Однако такая «эстафетная» транспортировка слитков была отвергнута из-за малой надежности в эксплуатации, из-за наличия неоднократных передач слитков с одной тележки-рольганга на другую и необходимости согласования их работы при изменении места выгрузки слитков.

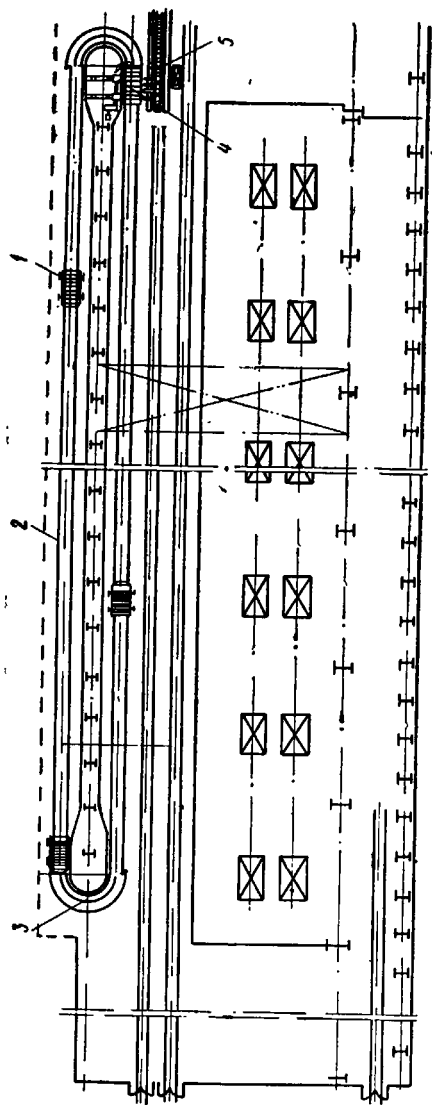


Рис. 170. Схема кольцевой подачи слитков (УЗТМ): 1 — самоходная транспортная тележка; 2 — толкатель; 3 — замкнутый кольцевой путь; 4 — приемный рольганг; 5 — криволинейный участок в виде полукруга

На некоторых зарубежных заводах применяют вариант слиткоподачи с перпендикулярным расположением оси отделения нагревательных колодцев к оси блюминга. В этом случае при одинаковом числе групп колодцев по обе стороны от оси блюминга пробег слитковоза от наиболее удаленных колодцев сокращается вдвое. Кроме того, блюминг могут поочередно обслуживать с двух сторон два слитковоза, перемещаясь по общему железнодорожному пути. Оба эти обстоятельства позволяют существенно снизить скорость перемещения слитковоза. Боковая разгрузка люльки слитковоза сокращает до минимума участок «ползучей» скорости, так как остановка у рольганга в этом случае может быть менее точной.

Однако, несмотря на отмеченные преимущества, перпендикулярное расположение колодцев целесообразно лишь при небольшой производительности блюминга, так как поперечное рас-

положение длинного пролета нагревательных колодцев плохо увязывается с общей планировкой остальных производственных зданий и с расположением железнодорожных путей междоугольного транспорта. При большой производительности не спасает положения и предложение Е. Н. Березина о расположении линии слиткоподачи под углом к линии стана.

Анализ рассмотренных выше новых схем слиткоподачи привел к разработке конструкторами УЗТМ нового оригинального метода подачи слитков (рис. 170).

Подача слитков к приемному рольгангу стана осуществляется с помощью четырех самоходных транспортных тележек, перемещающихся по замкнутому пути в виде вытянутого кольца. Передний путь — к стану, тележки поочередно совершают по рельсовому пути нормальной колеи, расположенному, как обычно, внутри отделения нагревательных колодцев вдоль наружной стены здания по всей длине фронта колодцев. Обратный путь идет параллельно первому, но снаружи здания. Обе колеи — передняя и обратная, соединены между собой криволинейными участками в виде полукругов с радиусом 4 м. Головной участок рельсового пути проходит параллельно оси приемного рольганга и боковая разгрузка слитков, транспортируемых в горизонтальном положении, производится с помощью толкателя, сдвигающего слитки с платформы тележки на ролики приемного рольганга. Когда одна тележка стоит под нагрузкой, вторая движется обратно по наружной колее, две остальные тележки в это время находятся на криволинейных переходных участках замкнутого кольцевого пути. Питание электродвигателей самоходных тележек энергией осуществляется от троллей, проложенных параллельно кольцеобразному пути тележек. Все операции по загрузке тележек колодцевыми кранами, по разгрузке их толкателем, по остановке тележек в требуемых местах и повторному их пуску полностью автоматизированы. Вес каждой тележки, рассчитанной на транспортирование 10-т слитков, составляет 23 т (без электрооборудования), скорость передвижения тележки 5 м/сек. Привод тележки осуществляется от двух электродвигателей ДП-52 мощностью 32/64 квт, $n = 760/1520$ об/мин.

Новая система слиткоподачи имеет ряд важных преимуществ: а) при умеренной скорости перемещения транспортных тележек она обеспечивает огромную пропускную способность слиткоподачи; при необходимости производительность может быть увеличена еще более за счет установки дополнительных тележек на тот же кольцеобразный рельсовый путь; б) система надежна в эксплуатации и легко поддается комплексной автоматизации и в) новая система отличается малой металлоемкостью конструкций машин и малым расходом энергии на транспортирование слитков.

Следует, однако, отметить, трудность вписывания тележек

в криволинейные переходные участки замкнутого кольцевого пути, имеющие радиус всего 4 м. В результате появляется необходимость иметь на тележках специальные приспособления для облегчения прохождения ими крутых кривых.

41. ТРАНСПОРТНЫЕ И ВОСПОМОГАТЕЛЬНЫЕ УСТРОЙСТВА ГОЛОВНОГО УЧАСТКА СТАНА

На головном участке стана должны быть произведены следующие операции: прием слитка, доставленного слитковозом, разворот его, если требуется, в горизонтальной плоскости для задачи в прокатные валки узким концом, взвешивание и передача на передний раскатной рольганг. Кроме того, должна быть также предусмотрена возможность возврата с рабочей линии стана охлажденного слитка или недоката для повторного подогрева.

В зависимости от осуществленной в цехе системы слиткоподачи состав машин головного участка стана может несколько изменяться. При подаче слитков двухместным слитковозом последний подходит к приемному рольгангу на пониженной (ползучей) скорости, останавливается перед ним пружинно-гидравлическим упором и плавно опускает слитки на ролики приемного рольганга. Первые ролики приемного рольганга делаются ребристыми для лучшего вытягивания слитков из люльки слитковоза.

Первый из уложенных на приемный рольганг слитков передается затем на рольганг весов. При прохождении слитка люлька весов опущена, благодаря чему перемычки ее находятся ниже уровня роликов и не препятствуют перемещению слитка. Весы грузоподъемностью 20 т — башенного типа; на верхней площадке весов расположены весовой механизм, механизм подъема и поворота слитков. Указательно-регистрирующий прибор весов автоматически регистрирует на бумажной ленте вес отдельных слитков и суммирует общий вес прокатанного металла, а также позволяет вести визуальные наблюдения за весом слитков. Показания указательно-регистрирующего прибора с помощью сельсинов передаются на пост управления ножницами.

Если слиток отлит утолщенной частью вверх, то для задачи его в валки тонким концом он поворачивается на 180° в горизонтальной плоскости поворотным устройством, встроенным в весы. Импульс на поворот слитка может быть осуществлен от руки или автоматически от специального «указателя конусности».

Взвешенный и надлежащим образом ориентированный слиток поступает затем по подводящему рольгангу на участок рабочей линии стана.

Для ознакомления с остальным оборудованием головного участка стана, проследив путь первого из двух слитков, достав-

ленных слитковозом, вернемся ко второму слитку. Ожидая своей очереди на прокатку, слиток не должен неподвижно лежать на роликах рольганга, так как это вызывает вредный местный перегрев роликов приемного рольганга. Поэтому, когда первый слиток направляется к валкам блюминга, второй наезжает на стационарный упор, встроенный в приемный рольганг, который служит для его задержания (рис. 171) и затем поднимается над уровнем рольганга гидравлическим механизмом подъема

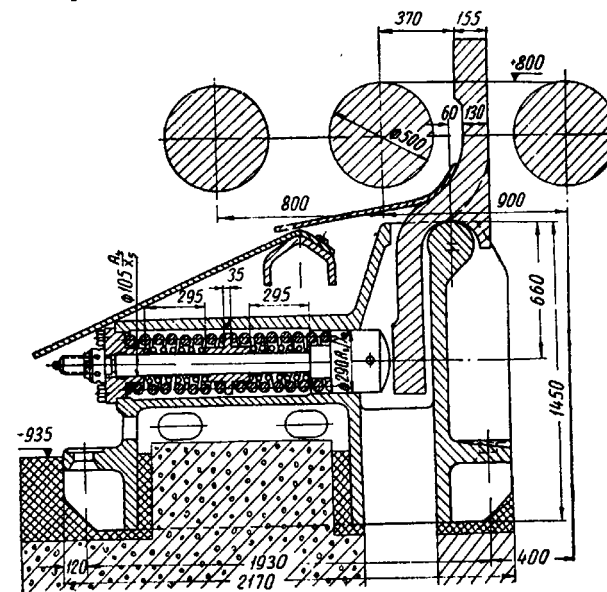


Рис. 171. Стационарный упор приемного рольганга

слитка (рис. 172). Когда прокатка первого слитка заканчивается и наступает очередь на прокатку для второго слитка, рычаги гидравлического устройства для подъема слитков опускают слиток на ролики рольганга и он передвигается на линию прокатки гидравлическим сталкивателем, схема которого показана на рис. 172. Ход линейки сталкивателя 750 мм, скорость перемещения 0,3 м/сек.

При выходе из строя слитковоза или при выдаче слитков из ближайших к стану колодцев транспортирование слитков производится колодцевыми клещевыми кранами. В этом случае укладка слитка на рольганг производится стационарным опрокидывателем, встроенным в рабочий рольганг (рис. 173). Стационарный опрокидыватель состоит из люльки, рычагов с приводным валом и механизма гидравлического привода. Поворот люльки осуществляется через приводной вал с шестерней двумя зубчатыми рейками, концы которых являются плунжерами

четырёх гидравлических цилиндров. В последней конструкции УЗТМ днище люльки, представляющее собой плоскую стальную отливку, шарнирно закреплено в боковых стенках люльки.

Стационарный опрокидыватель служит также для установки в вертикальное положение охлажденных слитков и недокатов для удобного захвата их клещевым краном при обратном транспортировании на подогрев. Угол поворота люльки 75° , вре-

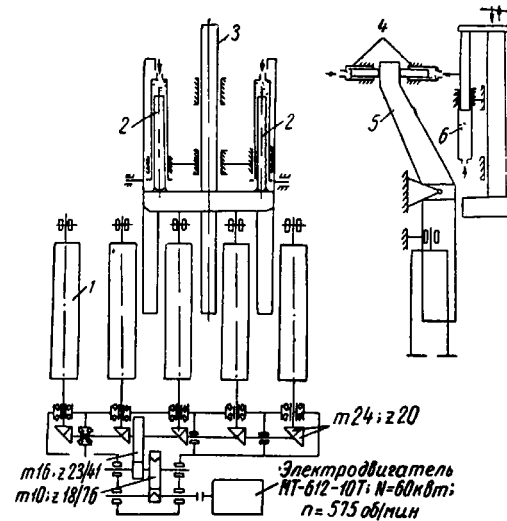


Рис. 172. Приемный рольганг со сталкивателем:

1 — ролики рольганга; 2 — цилиндры рабочего хода; 3 — штанга сталкивателя; 4 — цилиндры механизма подъема слитка; 5 — рычаги механизма подъема слитка; 6 — цилиндр обратного хода штанги сталкивателя

мя поворота 15 сек., максимально допускаемая длина недоката, поднимаемого опрокидывателем, 3200 мм, привод гидравлический.

В новейшей системе слиткоподачи, запроектированной для блюминга 1300 и уже осуществленной при реконструкции блюминга НТМК, как уже описывалось ранее, слитки подаются в горизонтальном положении транспортными тележками кольцевой слиткоподачи. В этом случае перемещение слитка на линию прокатки производится с помощью гидравлического сталкивателя. Сталкиватель слитков двухштанговый, реечного типа, с приводом от электродвигателя ДП-62, $N = 46$ кВт, усилие 3 т, скорость перемещения слитка 1 м/сек. Остальное оборудование головной части стана такое же, как и в предыдущем случае, отсутствуют лишь машины для манипуляций со вторым слитком, ожидающим очереди на приемном рольганге стана.

Все механизмы головной части стана управляются с постов управления и с рабочих мест у механизмов. Управление механизмами может быть автоматическим, полуавтоматическим или ручным в зависимости от положения универсального переключателя «избиратель автоматики», установленного на посту управления. Между аппаратами управления предусмотрены блокировки, исключающие возможность ошибочных включений, нарушающих правильную последовательность работы машин.

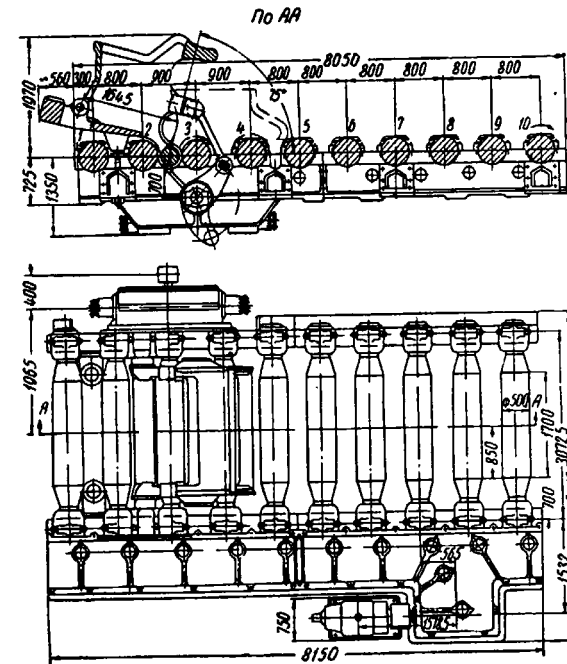


Рис. 173. Стационарный опрокидыватель

Ручное управление обычно осуществляется командоконтроллером, который при переходе на автоматическое или полуавтоматическое управление устанавливается в нулевое положение.

Режим управления определяется соответствующим положением универсального переключателя автоматики. При полуавтоматическом управлении для каждого цикла последовательной работы механизмов требуется отдельный импульс со стороны оператора. При полностью автоматическом управлении импульс на повторение цикла создается самой системой автоматики. Счетно-решающая машина, включенная в систему автоматически, делает систему самонастраивающейся, т. е. на основании обратного потока информации о работе машин управляющая машина вырабатывает корректирующие импуль-

сы, направленные на восстановление заданного режима работы контролируемых машин. При вмешательстве в автоматический режим работы оборудования контроллером схема автоматизации распадается, при возврате контроллера в нулевое положение автоматически схема восстанавливается.

42. ВСПОМОГАТЕЛЬНОЕ ОБОРУДОВАНИЕ РАБОЧЕЙ КЛЕТИ БЛЮМИНГА

Покинув головной участок стана, слиток поступает по подводящему рольгангу на участок рабочей линии стана. В состав механического оборудования участка рабочей линии стана входят два крупных комплекса машин и механизмов; во-первых, сама рабочая клеть блюминга с устройствами для установки валков в вертикальной и горизонтальной плоскостях (подушки, подшипники, нажимное устройство) и для передачи крутящего момента от электродвигателей к прокатным валкам (универсальные шарнирные шпиндели) и, во-вторых, вспомогательное оборудование для механизированной задачи прокатаемой полосы в валки (рабочие рольганги, манипулятор и кантователь). Для высокопроизводительной работы блюминга режимы работы обоих комплексов рабочей линии стана должны быть строго согласованы между собой в соответствии с описанным выше «тройным условием» высокопроизводительной работы основного и вспомогательного оборудования рабочей клетки блюминга.

По каждой из машин, режим работы которой должен быть прямо или косвенно подчинен «тройному условию», сотрудниками кафедры механического оборудования металлургических заводов УПИ были проведены экспериментально-теоретические исследования, имевшие целью определить эксплуатационные и конструктивные качества этих машин, наиболее отвечающие выполнению «тройного условия».

Рабочий рольганг блюминга. И. Н. Петровым были исследованы скоростные режимы [128] и прочностные характеристики рабочих рольгангов [129; 130]. Существующие рабочие рольганги, за исключением последних блюмингов конструкции УЗТМ, имеют низкие скорости 1,05—2,55 м/сек. На новых блюмингах скорость рольганга увеличена до 4 м/сек. Дальнейшее увеличение скорости рольгангов лимитируется трудностями в транспортировании слитков.

Рабочие рольганги влияют на время операций по транспортированию прокатаемой полосы не только величиной окружной скорости роликов, но и ускорением (замедлением) роликов при пуске (торможении) рольганга. По данным А. И. Целикова [131], коэффициент трения горячего металла о ролики рольганга составляет 0,2—0,3. При этом максимально возможное ускорение слитка будет находиться в пределах 1,96—2,45 м/сек². Фактическое ускорение рабочих рольгангов дей-

ствующих блюмингов СССР, по данным И. Н. Петрова [129], значительно ниже, изменяясь от 0,65 до 1,55 м/сек² при пуске и от 1,03 до 2,15 м/сек² при торможении. Таким образом, соблюдение «тройного условия» в работе рабочих рольгангов может быть достигнуто на действующих блюмингах также и за счет увеличения ускорений при реверсировании роликов.

Большинство блюмингов, работающих в настоящее время в СССР, обслуживается рабочими рольгангами с приводом роликов через конические шестерни от общего трансмиссионного вала. Такую конструкцию нельзя признать наилучшей. Наличие общего трансмиссионного вала является слабым местом группового привода: возникают затруднения в точной сборке узла вала, что влечет за собой дефекты в зацеплении конических колес и, как следствие, быстрый и неравномерный их износ; затруднена смена роликов и других деталей, подлежащих периодической замене.

Усовершенствование конструкции рабочих рольгангов идет в следующих основных направлениях: 1) конические шестерни для привода роликов заменяются цилиндрическими, в результате чего улучшается работа зубчатых зацеплений, повышается к. п. д. привода; 2) групповой привод, общий для всех роликов рабочего рольганга, заменяется или секционированным приводом, когда от одного электродвигателя приводится только 2—3 ролика, или даже индивидуальным. В обоих случаях динамические качества рольганга повышаются за счет снижения суммарного махового момента якорей электродвигателей. Цилиндрические шестерни привода роликов при секционированном приводе оформляются в виде общего редуктора с несколькими выходными валами по числу приводимых роликов. Соединение роликов с приводом осуществляется с помощью фрикционных или удлиненных зубчатых муфт с целью смягчения ударов, воспринимаемых приводом. В случае индивидуального привода роликов рабочего рольганга применяются тихоходные электродвигатели, присоединяемые к роликам напрямую (без редукторов). Ролики устанавливаются на подшипниках качения. Ближайшие к валкам ролики, в том числе и станинные, испытывающие наиболее сильные удары, подпрессориваются.

Конструкция рабочего рольганга блюминга 1300 отражает все наиболее важные усовершенствования в рольгангах, предложенные за последние годы. Рабочий рольганг состоит из 9 цельнокованных роликов с $D = 500$ мм. Ролики опираются на двухрядные сферические роликоподшипники. Первые два ролика со стороны рабочей клетки имеют индивидуальные приводы, остальные 7 роликов — групповой привод через цилиндрические шестерни, смонтированные вместе с паразитными шестернями в отдельном редукторе с семью выходными валами. Переход на цилиндрическое зацепление и применение уни-

фицированных быстросъемных роликов облегчает условия эксплуатации и ремонта, сокращает простой стана.

Все девять роликов соединяются с соответствующими приводами через зубчатые муфты с неразъемным кожухом (рис. 174). Быстрое отсоединение роликов от приводов достигается сдвижкой кожуха муфты в сторону привода. Сварно-литые рамы рольганга соединены между собой тремя сварными траверсами, две крайние из них используются для установки роликовых опор манипулятора. Для ограничения хода линеек в крайних положениях установлены буфера с тарельчатыми пружинами. Применение сварнолитых рам позволяет умень-

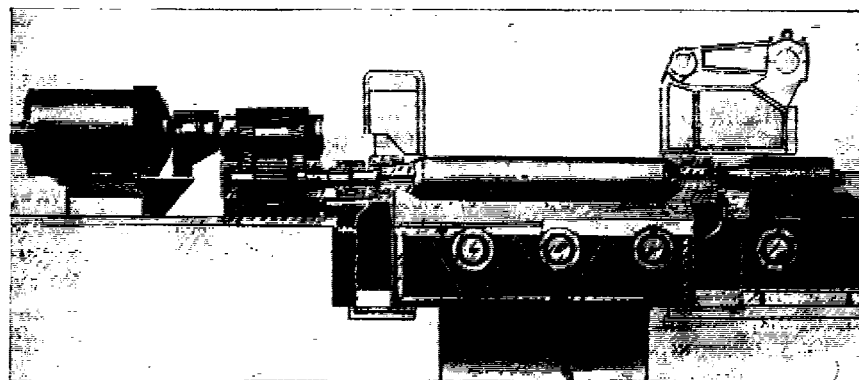


Рис. 174. Привод ролика рабочего рольганга блюминга 1300

шить трудозатраты на их изготовление и существенно снизить вес машины. Каждый ролик имеет внутреннее охлаждение, имеющее особо важное значение для цапф роликов для предотвращения защемления тел качения при нагреве подшипника. С этой же целью предусматривается установка подшипников с повышенными радиальными зазорами. Наблюдения за эксплуатацией опытных роликов с внутренним охлаждением на ММК показали значительное увеличение срока службы подшипников качения.

Следует отметить, что параметры рабочих рольгангов, установленных в настоящее время в прокатных цехах СССР, отличаются значительным разнообразием. Некоторые параметры рольгангов обуславливаются параметрами других механизмов и прокатываемого слитка. К таким величинам относятся окружная скорость, длина и диаметр бочки, шаг роликов. Другие параметры выбираются по конструктивным соображениям довольно произвольно. Для суммарной сравнительной оценки выполненных конструкций рольгангов можно использовать следующие относительные показатели, характеризующие технологичность конструкции рольганга [132]:

$\frac{G_p}{G_{сл}}$ — расход металла на изготовление рольганга, отнесенный к 1 т веса прокатываемого слитка;
 $\frac{G_{дв.ч}}{N_{дв}}$ — отношение веса движущихся частей, включая вес слитка, к единице суммарной установочной мощности двигателей;

$\frac{G_p}{L_p}$ — вес единицы длины рольганга.

В табл. 70 приведены такие показатели для некоторых рабочих рольгангов.

Таблица 70

Сравнительная характеристика относительных показателей некоторых рабочих рольгангов

Завод	Расчетный вес слитка $G, т$	Отношение веса оборудования к единице веса слитка $\frac{G_p}{G_{сл}}, т/т$	Отношение веса движущихся частей к единице мощности двигателя $\frac{G_{дв.ч}}{N_{дв}}, т/квт$	Вес единицы длины рольганга $\frac{G_p}{L_p}, т/м$
«Азовсталь»	10	11,3	0,446	8,2
Алчевский металлургический	16	10,4	0,314	24,2
Проект блюминга 1300	16	8,35	0,252	20,6

Из таблицы видно, что конструкции рабочих рольгангов наших блюмингов требуют дальнейшей работы над ними в направлении снижения веса оборудования.

Конструкции удлинительных и транспортных рольгангов имеют много общего с конструкциями описанных выше рабочих рольгангов, но имеют и некоторые различия, связанные с более легкими условиями работы.

Манипулятор. Перемещение линеек манипулятора производится с помощью реечного привода от электродвигателей. По условиям работы правые и левые линейки с обеих сторон стана имеют по два, либо по одному двигателю, либо с целью улучшения динамических свойств привода по два двигателя половинной мощности, расположенных на противоположных концах трансмиссионного вала. Приводы линеек могут быть расположены или по одну, или по обе стороны рабочего рольганга. Односторонний привод линеек манипулятора имеет в настоящее время преобладающее распространение, так как он компактнее и создает большие удобства в обслуживании стана.

Производительность блюминга в сильной степени зависит от четкой работы манипулятора. Е. А. Коршунов [133] провел

экспериментальное изучение работы манипуляторов блюмингов ММК, Нижне-Тагильского металлургического комбината, заводов «Азовсталь» и Алчевского. Кроме того, им был произведен теоретический анализ основных параметров и условий работы нескольких действующих и одного сооружаемого блюминга.

Опыты показали, что период включения двигателей манипуляторов составляет 40—55%. Часть времени манипулятор работает в период, когда металл находится в валках. Другую часть времени манипулятор работает в период паузы между пропусками. Именно эта вторая часть работы манипулятора влияет на производительность блюминга. Эксперименты показали, что на работу манипулятора затрачивается от 10 до 25% времени цикла прокатки слитка. Большие колебания времени, затрачиваемого на работу кантователя, зависят от разнообразия калибровок валков блюмингов при прокатке разнообразных заготовок из слитков разных размеров и весов с неодинаковым числом кантовок. Однако даже при прокатке слитков одного и того же типоразмера работа существующих манипуляторов не отличается стабильностью. Например, расшифровка осциллограмм работы блюминга № 3 ММК, фиксирующих прокатку 11 одинаковых слитков, последовательно друг за другом, показала, что время пауз в цикле прокатки слитка, зависящих от работы манипулятора, колеблется от 5 до 19 сек. или в процентах от цикла прокатки слитка от 7,8 до 24,4%.

Основной причиной нестабильной работы манипулятора является завышенная скорость передвижения линеек. Так, например, номинальная скорость манипулятора блюминга Алчевского металлургического завода — 1,36 м/сек, конструкции ЦНИИТМАШ — 1,7 м/сек, конструкции УЗТМ (1960 г.) — 1,4 м/сек. Если учесть, что перемещение линеек за одно включение редко превышает 400—500 мм, то при указанных скоростях двигатели манипуляторов, как правило, не успевают выйти на установившуюся скорость, в результате чего торможение начинается с некоторой промежуточной неопределенной скорости, что приводит к ошибкам и неточностям в установке линеек. Так, во время проведения опытов на Алчевском металлургическом заводе при прокатке 6-т слитков на слябы сечением 160 × 630 мм при идеальной работе манипулятора требовалось бы 16 включений за цикл. На самом же деле в одном случае число включений составило 44, а в другом — 37. Цикл прокатки в первом случае был 129, а во втором — 120 сек.

Наибольшее влияние завышенная скорость оказывает на работу манипулятора в последние паузы с кантовкой. Можно было бы предположить, что продолжительность последних пауз с кантовкой должна уменьшаться, так как чем длиннее полоса, тем меньше времени требуется на подачу полосы ролянгом к крючьям кантователя и на обратное ее возвраще-

ние к валкам. Кроме того, и перемещать полосу линейками манипулятора к следующему калибру в этом случае требуется на меньшее расстояние. Однако указанное предположение не оправдывается: время работы манипулятора в лучшем случае остается неизменным или даже увеличивается за счет неточной установки полосы против калибра.

Снижение номинальной скорости перемещения линеек упомянутых манипуляторов при тех же двигателях за счет увеличения передаточного числа редуктора или за счет изменения диаметра начальной окружности приводной шестерни у манипулятора с безредукторным приводом в большинстве случаев повело бы к повышению эффективности работы манипулятора за счет более точной установки линеек и кантовки «сходу». Осциллограммы, снятые при экспериментальном исследовании блюминга Алчевского завода, показали, что при проектной скорости манипулятора 1,36 м/сек фактически его скорость не превышает 0,63 м/сек, средняя же скорость составляет лишь около 0,32 м/сек [134].

Следует оговориться, что рекомендация о снижении скорости перемещения линеек манипулятора не может быть отнесена к манипулятору любого блюминга. В тех случаях, например, когда по условиям калибровки при прокатке слябов требуется для осуществления ребрового пропуска перемещение полосы вдоль всей бочки валка, повышенная скорость линеек манипулятора будет оправдана. Таким образом, выбор оптимальной скорости перемещения линеек манипулятора требует анализа технологических условий его применения в каждом отдельном случае.

Небольшая скорость перемещения линеек манипулятора $v = 1$ м/сек имеет еще одно преимущество: запас кинетической энергии в линейках и других движущихся частях манипулятора резко уменьшается, что также способствует точности установки линеек перед соответствующим калибром. Кстати, некоторые такие манипуляторы имеют неоправданно большой вес подвижных частей. Вряд ли можно считать нормальным вес подвижных частей манипулятора блюминга Алчевского завода конструкции УЗТМ, равный 200 т, при общем весе манипулятора 600 т. Почти такой же вес подвижных деталей имеет манипулятор конструкции УЗТМ с безредукторным приводом. Манипулятор такого же назначения блюминга завода «Азовсталь» весит всего лишь 170 т.

Конструктивные размеры подвижных частей манипулятора определяют, исходя из расчета усилия правки полосы. В своих расчетах УЗТМ принимает предел текучести при температуре правки 1150—1200 °С равным 5 кг/мм². Исследования Е. А. Коршунова [133] показали, что предел текучести при высоких температурах в условиях правки в сильной степени зависит от скорости деформации. Для расчета манипулятора при

указанных выше температурах и скорости правки 0,3 м/сек предел текучести можно принимать равным 2—2,5 кг/мм².

То, что манипуляторы конструкции УЗТМ имеют завышенный вес, показали также исследования напряжений в деталях самого манипулятора блюминга Алчевского металлургического завода и в деталях его модели (при соблюдении механического подобия модели). Как на действительном манипуляторе, так и на модели напряжения в деталях во время нормальной работы оказались незначительными (40—50 кг/см²).

Манипулятор блюминга 1300 состоит из двух пар линеек, расположенных по обе стороны стана и приводимых через реечные шестерни попарно от двух тихоходных двигателей мощностью 610 кВт каждый с числом оборотов $n = 35$ об/мин, привод безредукторный. Максимальная скорость передвижения линеек 1,4 м/сек, скорость правки — 0,2 м/сек.

Привод линеек манипулятора типового блюминга УЗТМ 1150 осуществляется аналогично, с тем лишь различием, что установлен тихоходный двигатель меньшей мощности $N = 500$ кВт, $n = 35$ об/мин. Применение безредукторного привода с тихоходным двигателем улучшает динамические качества машины и повышает стабильность работы манипулятора.

На правой линейке перед станом расположен кантующий механизм, редукторный привод которого расположен стационарно на отдельном фундаменте.

Линейки манипулятора литые стальные. В передней части со стороны прокатных валков предусмотрены отъемные удлинительные открьлки, которые обеспечивают максимальное приближение линеек к валкам. С помощью открьлков улучшается установка линеек и направление прокатываемой полосы в калибры, а также устраняется опасность торцевого удара полосы в линейки.

Линейки манипулятора соединены с массивными штангами из специального листового проката. На концах штанг закреплены зубчатые рейки с модулем $m = 45$ мм, входящие в зацепление с шестернями приводного вала. Приводные валы состоят из отдельных секций, соединяемых зубчатыми муфтами, и имеют опоры на подшипниках качения.

Кантователь. С работой манипулятора тесно связана работа кантователя. Основным требованием к работе кантователя является быстрота и надежность переворачивания полосы на 90° относительно ее продольной оси. Кантующий механизм, состоящий из 3—5 крючьев и системы рычагов, смонтированных на общем приводном валу, располагается на одной из линеек с передней стороны стана. Однако на многих блюмингах, в том числе и на типовом блюминге 1150 конструкции УЗТМ, установлено два кантователя — по одному кантователю с каждой стороны стана. Это дает калибровщику больше возможностей для разработки калибровок с наиболее интенсив-

ными обжатиями за минимальное число пропусков, в частности возможность прокатки слитка на ребро в первых пропусках. Это преимущество особенно проявляется при большом количестве типоразмеров слитков и широком сортаменте прокатываемых заготовок. Имеются также высказывания в пользу установки двух кантователей с передней стороны — на каждой линейке манипулятора [135]. В обоснование такой рекомендации приводятся соображения об укорочении пути слитка вдоль валков в процессе прокатки с желательным чередованием направления кантовок.

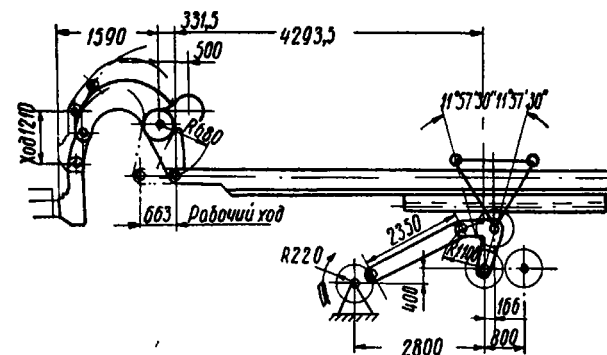


Рис. 175. Схема кантователя с реечным приводом

Имеется несколько способов привода кантующего механизма. Наиболее старым является привод, расположенный непосредственно на линейке, точнее на штангах манипулятора. Подъем крючьев совершается от электродвигателя с помощью червячной передачи и кривошипного механизма. Некоторым усовершенствованием этого привода является замена обычной червячной передачи редуктором с глобоидным червячным зацеплением и применение шарнирной тяги между кривошипом и рычажным механизмом кантователя. Тем не менее, поскольку привод кантователя перемещается вместе с линейкой, большие сотрясения и удары, возникающие при работе манипулятора, плохо отражаются на работе привода и преждевременно выводят его из строя.

В настоящее время кантующий механизм, расположенный на линейке, обычно приводится в действие от стационарно установленного двигателя. Связь рычажной системы кантующего механизма осуществляется чаще всего с помощью реечной передачи и планетарного редуктора (рис. 175). Когда не требуется кантовок, рейки манипулятора и кантователя движутся с одинаковой скоростью и крючья остаются в опущенном состоянии. Когда же возникает надобность в кантовке, то за счет поворота корпуса планетарного редуктора на небольшой

угол производят относительное перемещение реек линейки манипулятора и рычажного механизма кантователя, в результате которого происходит подъем или опускание крючьев.

На рис. 176 изображена схема кантователя блюминга 1000 конструкции НКМЗ. Подъем крючьев осуществляется от привода, стационарно установленного на фундаменте. Первый

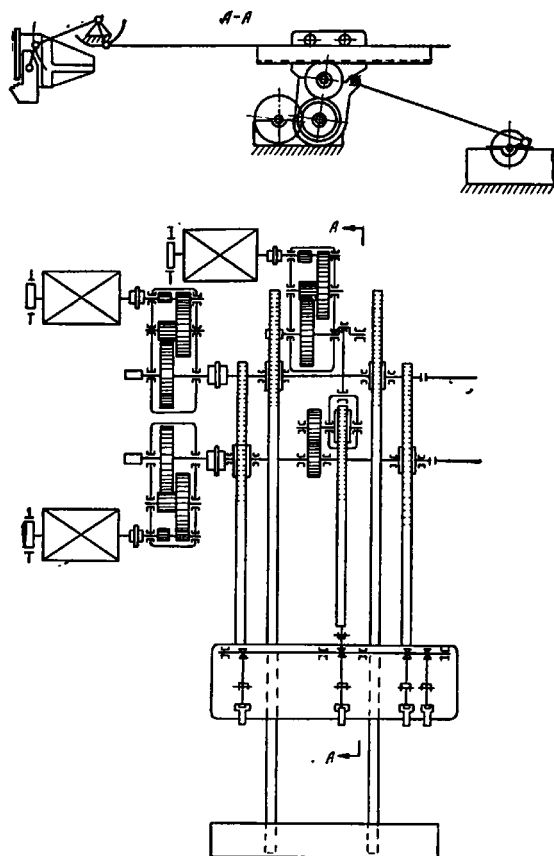


Рис. 176. Схема кантователя блюминга 1000

крюк кантователя расположен между вторым (от клетки) станинным роликом и первым роликом рольганга. Это дает возможность производить кантовку прокатываемой полосы сразу после выхода ее конца из калибра.

В процессе кантовки двигатель привода кантователя через двухступенчатый редуктор поворачивает коленчатый вал, с которым соединен шатун. При вращении коленчатого вала против часовой стрелки шатун перемещается вперед и тянет за собой шарнирно соединенную с ним коробку дифференциаль-

ной передачи. Поворот корпуса дифференциальной передачи сообщает верхней шестерне дополнительный поворот за счет обкатывания нижней шестерни, сидящей неподвижно относительно оси вращения корпуса дифференциального редуктора. В результате штанга кантователя получает дополнительное перемещение относительно штанг манипулятора, и крючья поднимаются для кантовки.

Кантовка полосы на 90° происходит за пол-оборота кривошипа редуктора. Опускание крючьев происходит за счет реверса привода кривошипа.

В том случае, когда работают только линейки манипулятора, штанга кантователя перемещается синхронно с рейками манипулятора за счет вращения шестерни дифференциальной коробки, которая в свою очередь приводится во вращение от шестерни, сидящей на валу привода толкающей линейки манипулятора. Дифференциальная передача дает возможность работать кантователю и при движущихся линейках манипулятора. В конструкции кантующего механизма блюминга 1300 применено усовершенствование: после окончания кантовки крючья остаются в верхнем положении и утопают в пазах линейки, обеспечивая тем самым перемещение раската толкающей линейкой и последующий свободный проход полосы в ручей стана. После перехода полосы за стан крючья опускаются в исходное положение. При такой схеме работы кантующего механизма обеспечивается экономия времени при кантовке на 0,8 сек., что дает сокращение цикла прокатки полосы на 2,4 сек.

43. РАБОЧАЯ КЛЕТЬ БЛЮМИНГА

Рабочая клеть блюминга состоит из узла станин, подушек с вальками, уравновешивающего устройства, нажимного устройства, станинных роликов и площадки с лестницей.

На рис. 177, а и б изображен в двух проекциях общий вид рабочей клетки типового блюминга УЗТМ 1150, проект рабочей клетки блюминга 1300 более поздней конструкции повторяет все основные конструктивные решения, принятые в проекте блюминга 1150. Литые стальные станины рабочей клетки блюминга 1150, весом 83 т каждая, установлены лапами на стальные плитовины клетки и укреплены на них болтами М1-75, затянутыми «нагорячо». Сверху и снизу станины скреплены между собой четырьмя стальными болтами, пропущенными через литые стяжные распорные трубы и также затянутыми «нагорячо».

Между рабочими вальками и первыми станинными роликами установлены две проводковые балки стального литья.

Корпусы верхних подушек перемещаются в окнах станин по стальным направляющим планкам. Корпусы нижних подушек опираются непосредственно на нижние перекладки станин.

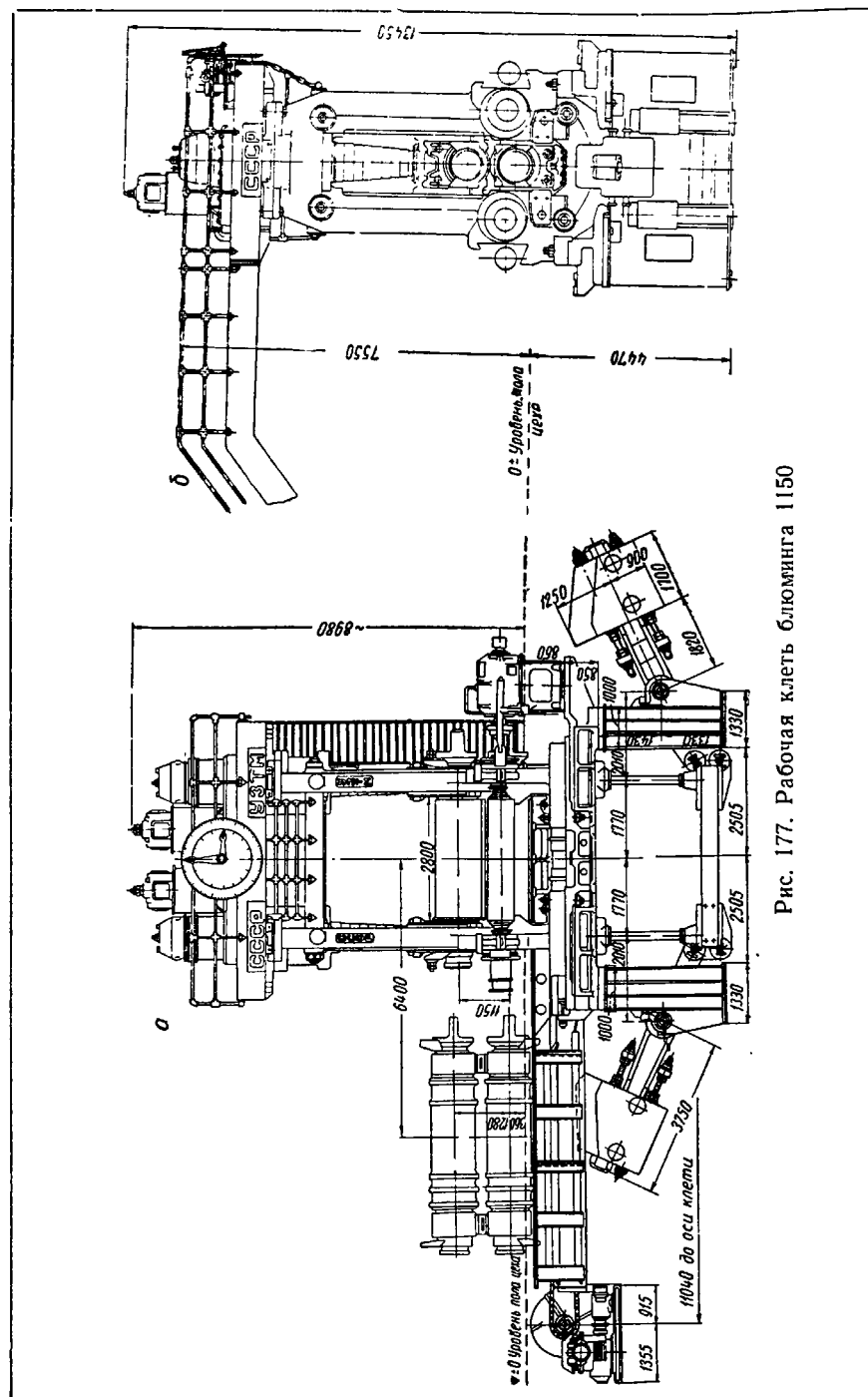


Рис. 177. Рабочая клеть блюминга 1150

Высотная регулировка нижнего валка производится за счет установки сменных прокладок между корпусом нижней подушки и самой подушкой.

Вкладыши подушек изготовлены из цельнопрессованного текстолита, бурты составные из листового текстолита.

Смазка и охлаждение подшипников производится проточной фильтрованной водой. Кроме того, к шейкам валков подается и густая смазка через специальные отверстия, выполненные в подушках и бугелях. Перед длительной остановкой стана (более 30 мин.) воду выключают и вручную подают на шейки жидкую, так называемую «пусковую», смазку при медленно вращающихся валках.

Конструкция узла подушек предусматривает комплектную перевалку валков вместе с подушками при помощи цепной передачи. Для этой цели к корпусу нижней подушки со стороны перевалки валков приварен кронштейн для соединения с механизмом перевалки, оба корпуса нижних подушек в свою очередь соединены друг с другом литой траверсой. Комплект валков вместе с подушками выдвигается из рабочей клетки по направляющим плоскостям нижней траверсы и рамы механизма перевалки валков и убирается мостовым краном. Взамен удаленного комплекта валков тем же механизмом для перевалки валков в рабочую клеть вдвигается другой комплект валков, заранее подготовленный и установленный на дополнительных направляющих, имеющих поперечное перемещение от отдельного гидравлического цилиндра. Корпусы верхних подушек подвешиваются к нажимным винтам и перемещаются вместе с ними.

Рабочие валки изготавливаются УЗТМ кованными из стали марки 60ХН.

Уравновешивающее устройство — грузовое. Оси рычагов уравновешивающего устройства установлены на поперечных плитовинах. Рычаги шарнирно соединены с подвижной траверсой, в которой установлены на сферических подшипниках четыре штанги, пропущенные через отверстия в стойках станины. Штанги упираются в уступы бугелей.

Конструкция нажимного устройства блюминга 1150 УЗТМ изображена на рис. 178. Кинематическая схема нажимного устройства и указателя раствора валков дана на рис. 179. Нажимное устройство представляет собой цилиндрический редуктор с вертикальным расположением шестерен, привод которого осуществлен от двух вертикальных электродвигателей постоянного тока.

На концы валов двигателей насажены моторные шестерни, вращающие промежуточные шестерни. Последние в свою очередь находятся в зацеплении с зубчатыми колесами втулок квадратных хвостовиков нажимных винтов.

Резьбы нажимных винтов защищены от попадания пыли и грязи двойными телескопическими кожухами.

Гайки нажимных винтов охлаждаются водой, которая подается во внутренние полости гаек. Бочки прокатных валков также интенсивно охлаждаются водой при помощи коллекторов с соплами. Вода к верхнему коллектору для охлаждения валков подводится с помощью гидрошарниров.

Описанная выше конструкция рабочей клетки блюминга 1150 УЗТМ отражает все наиболее прогрессивные тенденции в блю-

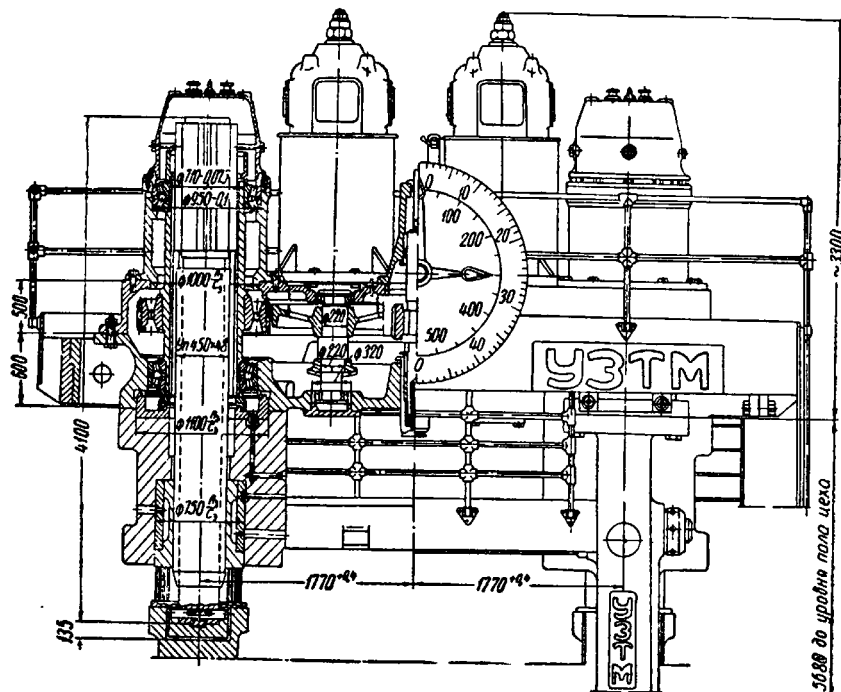


Рис. 178. Нажимное устройство блюминга 1150 УЗТМ

мингостроении за последние годы как у нас, так и за границей. Однако для полноты технического обзора конструкций рабочих клеток блюмингов необходимо вкратце рассмотреть и некоторые другие конструктивные решения основных узлов стана.

По конструкциям подушек с рабочими валками следует отметить несколько случаев применения роликовых подшипников и подшипников жидкостного трения. Однако едва ли можно рассчитывать на широкое применение подшипников этих типов в блюмингостроении.

Наибольшее количество конструктивных вариантов с наибольшим варьированием рабочих параметров имеется по нажимным и уравнивающим устройствам. Как уже упоминалось, УЗТМ на своих блюмингах применяет грузовое уравнивание. Следует, однако, отметить, что грузовое уравнивание

имеет и ряд недостатков: усложняется конструкция фундамента и устройств для удаления окалины и скрапа из-под рабочей клетки; усложняется и конструкция самой клетки (наличие шарнирно подвешенных подвижных траверс уравнивающего устройства под клетью, длинных каналов в стойках, направляющих устройств для штанг и др.), тяжелые контргрузы на длинных плечах создают определенные ограничения для скорости перемещения нажимных винтов. В связи с этим на многих за-

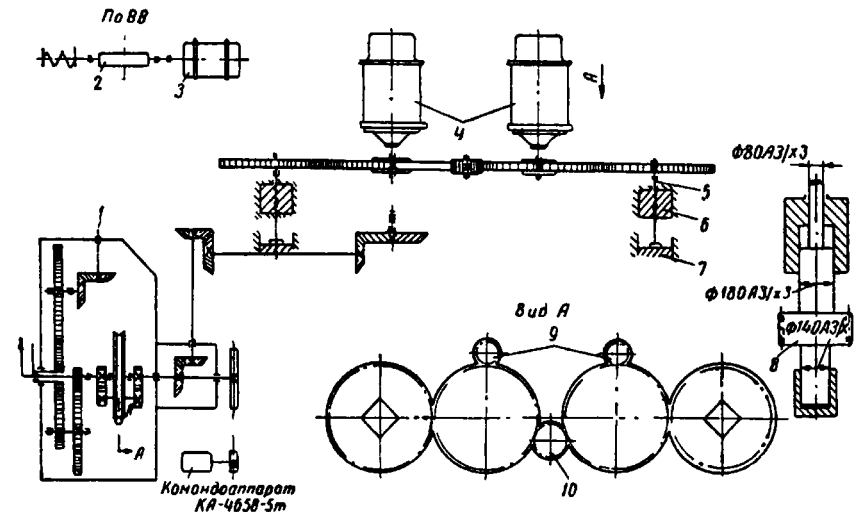


Рис. 179. Кинематическая схема нажимного устройства и указателя раствора валков блюминга 1150 УЗТМ:

1 — вывод для редуктора автоматики; 2 — червяк однозаходный; 3 — электродвигатель типа ПНЗ-1,0-Т, 0,45 кВт, 1500 об/мин; 4 — электродвигатель постоянного тока $N = 180 - 270$ кВт, $n = 500 - 750$ об/мин; 5 — нажимной винт; 6 — гайка нажимного винта; 7 — подушка; 8 и 10 — шестерни переключения; 9 — моторная шестерня

рубежных станах широко применяется гидравлическое уравнивание, которое в конструктивном отношении решается много проще. Ранее сдерживающим обстоятельством для установки гидравлических устройств в странах с суровым климатом являлась проблема рабочей жидкости. В настоящее время возможности применения гидропривода значительно расширяются, так как имеются жидкости, которые могут работать в гидроустановках прокатных неотапливаемых цехов безаварийно.

Изредка в ФРГ применяется еще уравнивание с помощью «обратных винтов», т. е. пружинное уравнивание на подвижной траверсе [136]. Однако, несмотря на усовершенствованный привод от цилиндрических шестерен, такая конструкция уравнивания не имеет перспектив развития, детали установки сложны в изготовлении и быстро изнашиваются, установка имеет низкий к. п. д., строительная высота стана полу-

чается больше, чем при других способах уравнивания валков.

Привод нажимных винтов двумя вертикальными фланцевыми двигателями через цилиндрические зубчатые колеса, примененный УЗТМ, является наиболее современным и получает дальнейшее распространение не только на отечественных, но и на зарубежных блюмингах. Однако применение червячных передач в приводе нажимных винтов все еще имеет довольно широкое применение. Учитывая наличие тенденции к еще большему увеличению скорости перемещения нажимных винтов блюмингов свыше 200 мм/сек, следует ожидать в ближайшем будущем полного вытеснения червячной передачи из конструкции привода нажимных винтов блюминга.

Нажимные устройства блюмингов работают в напряженном повторно-кратковременном режиме с большим количеством включений в час и с большими динамическими нагрузками. Поэтому динамические качества нажимного устройства, зависящие от параметров, входящих в него кинематических элементов, играют решающую роль в скорости, точности и надежности действия рассматриваемого механизма. В работе Н. И. Баимова и Е. В. Пальмова [137] установлено, что общим показателем динамических качеств нажимного механизма является некоторое вполне определенное отношение параметров системы «Нажимное устройство — его электропривод», названное Н. И. Баимовым «коэффициентом динамичности».

Коэффициент динамичности выражается формулой

$$K = \frac{375h}{60i \left(GD_{дв}^2 + \frac{GD_{мех}^2}{i^2} \right)},$$

где

h — шаг нажимного винта;

i — передаточное число редуктора;

$GD_{дв}^2$ — маховой момент двигателя и деталей на его валу;

$GD_{мех}^2$ — маховой момент механизма на его рабочем валу (на оси винта).

Нажимное устройство, у которого параметр K имеет наибольшую величину, при прочих равных условиях будет иметь лучшие динамические условия и более высокую производительность при работе в пуско-тормозных режимах по треугольному графику.

Из приведенной формулы следует, что при проектировании нажимных механизмов блюмингов необходимо стремиться к некоторому оптимальному значению передаточного числа редуктора i , к минимуму маховых масс двигателя ($GD_{дв}^2$) и механизма ($GD_{мех}^2$) и к максимуму шага винта.

Оптимальное передаточное число редуктора может быть по-

лучено исследованием K на его максимум. Решение приводит при относительно малой величине статического момента к общеизвестному из динамики привода выражению

$$i_{опт} = \sqrt{\frac{GD_{мех}^2}{GD_{дв}^2}}.$$

При выборе шага резьбы нажимного винта руководствуются условием его самоторможения. В целях полной гарантии от самоотвинчивания винта при прокатке угол подъема винтовой линии доведен до $2^\circ 10'$. При этом считается, что уменьшение шага влияет только на некоторое уменьшение к. п. д. механизма и на производительности механизма сказывается только через к. п. д.

Приведенная выше формула для коэффициента динамичности показывает неправильность такого взгляда; на самом деле динамические свойства и производительность нажимного устройства, при прочих равных условиях, прямо пропорциональны величине шага нажимного устройства h .

Некоторое увеличение шага нажимных винтов возможно даже при существующей конструкции нажимных винтов. Так, в США блюминги и слябинги имеют нажимные винты с параметрами $d = 305—500$ мм; $h = 50,8—80$ мм; $\alpha = 2^\circ 30'—3^\circ 26'$; нажимные винты блюмингов 1000 и 1150 немецких фирм имеют параметры $d = 325—400$ мм; $h = 45—60$ и до 100 мм; $\alpha = 2^\circ 30'—3^\circ$ и до $4^\circ 56'$.

Однако возможен и другой, более радикальный путь увеличения h — за счет увеличения диаметра винта. Исследования Н. И. Баимова [137] показали, что диаметры нажимных винтов, оптимальные с точки зрения динамики механизма, лежат за пределами конструктивно целесообразных величин. Однако при увеличении диаметра нажимных винтов в 1,5—2 раза по сравнению с существующими уже получается существенное улучшение коэффициента динамичности и, кроме того, на контактных поверхностях возникают дополнительные тормозные моменты, препятствующие самоотвинчиванию. Учитывая это обстоятельство и опыт эксплуатации существующих обжимных станов, угол подъема винтовой линии нажимных винтов следует увеличить до $2^\circ 30'—3^\circ 0'$, что дает существенное увеличение шага нажимных винтов и коэффициента динамичности нажимного механизма в целом.

На рис. 180 показан проект нажимного устройства блюминга 1150 конструкции Н. И. Баимова. В конструкции учтены все условия, способствующие увеличению коэффициента динамичности нажимного устройства. Привод от вертикальных двигателей через цилиндрические шестерни, наружный диаметр нажимного винта доведен до 733 мм, шаг винта 2×48 мм, угол

подъема винтовой линии составляет $2^{\circ}30'$. Нажимной винт выполнен полым. Помимо снижения веса, это дает возможность разместить квадратный хвостовик и втулку с квадратным отверстием, передающие вращение нажимному винту внутри самого винта. Новая конструкция привода нажимных винтов уменьшает высотный габарит клетки блюминга и позволяет при демонта-

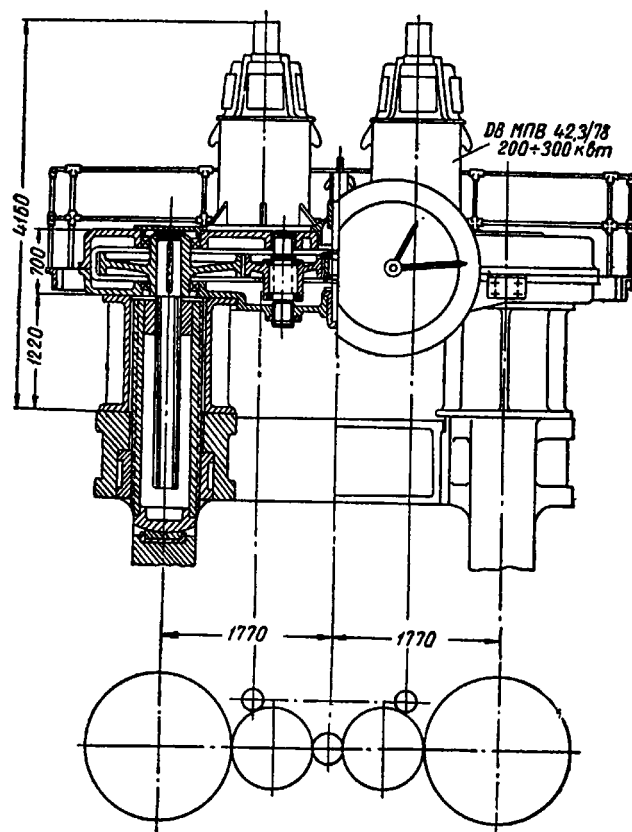


Рис. 180. Нажимной механизм блюминга 1150 конструкции Н. И. Баймова

же вывинчивать нажимной винт вниз; этим дополнительно снижается высота подкрановых балок.

В новейшую конструкцию нажимного механизма блюминга 1300 конструкторами внесен ряд ценных конструктивных усовершенствований, способствующих в соответствии с рекомендациями Н. И. Баймова увеличению коэффициента динамичности нажимного устройства: увеличен шаг винта с 48 до 64 мм за счет увеличения угла подъема винтовой линии с $2^{\circ}10'$ до $2^{\circ}44'$, увеличен диаметр винта до 450 мм, уменьшен приведенный ма-

ховой момент механизма за счет уменьшения размеров ступицы ведомых зубчатых колес, уменьшены размеры хвостовика винта, убраны тормоза на двигателях, номинальная скорость установки винтов повышена с 180 до 220 мм/сек, принята установка нажимных винтов снизу через окно станины. За счет перечисленных конструктивных изменений достигнуто значительное повышение динамических качеств механизма и его быстродействия. Показатель динамичности нажимного механизма блюминга 1300 увеличился до 0,250 вместо 0,145 мм/кгм² (блужинг 1150 также конструкции УЗТМ на Алчевском металлургическом заводе).

44. ШАРНИРНЫЕ ШПИДЕЛИ

Шпindelное соединение блюминга 1150 конструкции УЗТМ состоит из двух шпindelей с подшипниками, уравновешивающего устройства, стопорного механизма и механизма регулировки нижнего шпинделя.

По принципу действия универсальный шарнирный шпindel представляет собой шарнир Гука. Благодаря подвижности головки шарнирного шпинделя в двух взаимно перпендикулярных плоскостях возможна его работа с углом наклона до 8° . Два бронзовых сухаря, надетые на цапфы камня и установленные в цилиндрической расточке головки (вилки) шпинделя, образуют одну ось вращения шпинделя относительно лопасти валька. Камень с цапфами, выполненный из стали с бронзовой наплавкой по плоскостям скольжения, является второй осью вращения, перпендикулярной первой.

Каждый шпindel лежит на двух подшипниках с баббитовой заливкой, шарнирно закрепленных на продольных балках. Последние в свою очередь шарнирно закреплены как со стороны двигателей, так и рабочей клетки стана. Опорой для балок верхнего шпинделя со стороны стана является литая траверса шарнирно соединенная со сдвоенной литой тягой механизма грузового уравновешивания верхнего шпинделя.

Механизм стопорения контргруза (рис. 181) смонтирован на опоре, установленной на фундаменте, и приводится от электродвигателя через червячный редуктор и винтовую пару. Этим же механизмом производится регулировка положения верхнего шпинделя в вертикальной плоскости при перевалке вальков. Положение нижнего шпинделя регулируется клиновым механизмом.

Для нормальной эксплуатации шарнирных шпindelей чрезвычайно важное значение имеет отсутствие зазоров между лопастями рабочих вальков и бронзовыми сухарями. При работе шпindelей с сильно изношенными вкладышами наблюдаются резкие удары в моменты реверса. Для уменьшения износа контактных поверхностей головок шарнирных шпindelей в конструкции УЗТМ будут предусмотрены для них специальные кожу-

хи. Для той же цели за рубежом предложена конструкция герметичного шпиндельного соединения.

Надежной защитой контактных поверхностей от износа может быть также хорошая смазка. В конструкции шпиндельного соединения УЗТМ предусмотрено производить смазку рабочих

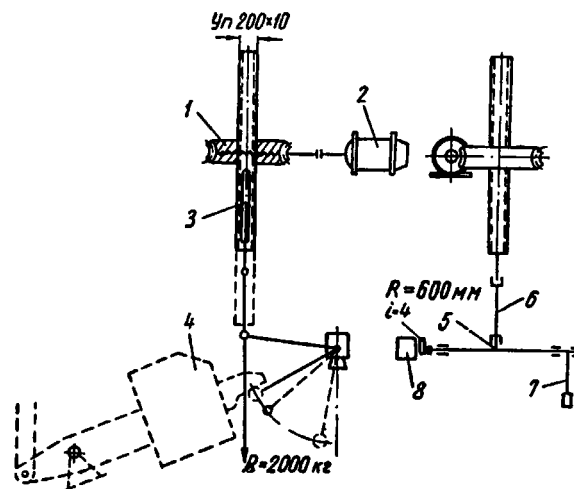


Рис. 181. Кинематическая схема механизма стопорения контргруза:

1 — червячный редуктор $i=14,5$ мм; 2 — электродвигатель типа МТК-42-8Т, 16 квт, 685 об/мин, 25% ПВ; 3 — винт с упорной резьбой 200×10 ; 4 — груз уравновешивания верхнего шпинделя; 5 — кривошип $R=600$ мм; 6 — тяга; 7 — рычаг, 600 мм; 8 — командо-аппарат КА-4628-1Т

поверхностей шарниров с помощью ручной станции, установленной на площадке у шпинделей.

В настоящее время в США применяются лубрикаторы, установленные непосредственно на шпинделях [138], от которых смазка разводится к отдельным участкам сегментных вкладышей с помощью гибких шлангов.

45. УСТАНОВКА ДЛЯ ОГНЕВОЙ ЗАЧИСТКИ БЛЮМОВ

Между рабочей линией и ножницами на новых станах в потоке блюминга обычно устанавливается машина для огневой зачистки блюмов.

Установка состоит из следующих узлов: 1) машины огневой зачистки (механическая часть); 2) газорезущих головок; 3) панелей электромагнитных клапанов; 4) газовых коммуникаций; 5) гидросбива для удаления шлака, образующегося при огневой зачистке на поверхности раската.

Машина огневой зачистки в свою очередь включает следующие механизмы: 1) собственно машина огневой зачистки с установленными на ней газорезущими головками; 2) механизм передвижения; 3) механизм уборки шлангов; 4) направляющие балки; 5) холостой ролик.

В настоящее время все новые блюминги как у нас, так и за границей оборудуются машинами для сплошной зачистки. Так, в США и Англии насчитывается более 50 машин для огневой зачистки [136], однако используются они не полностью. Причина этого заключается в том, что хотя сплошная огневая зачистка весьма производительна, однако при этом способе около 2% металла выгорает, что во многих случаях неэкономично. Для снижения потерь металла в угар стремятся пропускать зачищаемую полосу через газорезущие головки машины с большой скоростью так, чтобы снимаемый слой металла при зачистке был толщиной не более 2 мм. Естественно, что при этом на блюмах остаются все более глубоко расположенные пороки, возникает неизбежная необходимость в последующей зачистке вручную. Чем больше сечение, тем менее целесообразна машинная зачистка, так как большая часть работы должна выполняться на складе ручными резаками.

При прокатке слябов машинная зачистка широких граней не оправдывает себя, так как сплошную зачистку глубоко залегающих пороков производить неэкономично. Поэтому при прокатке слябов предпочитают зачищать на огневой машине, стоящей в потоке, лишь боковые грани, широкие же грани зачищают ручными резаками на складе.

Для механизации выборочной огневой зачистки холодного металла на складе заготовки блюминга 1300 запроектированы механизированные поточные линии с установкой специальных машин подвешенного типа для местной огневой зачистки слябов.

Следует отметить, что в СССР пока ни на одном блюминге машины для огневой зачистки блюмов нормально не работают, главным образом из-за недостатка кислорода. Поэтому эксплуатационный опыт по огневой зачистке блюмов и слябов в потоке в Советском Союзе пока отсутствует.

Возвращаясь к рассмотрению машины для сплошной огневой зачистки, стоящей на линии прокатки после рабочей клетки блюминга, можно констатировать, что наиболее целесообразным считается производить сплошную зачистку в потоке лишь блюмов и более мелких заготовок из высокоуглеродистых и легированных сталей, причем рентабельность процесса повышается с уменьшением сечения зачищаемой полосы.

46. НОЖНИЦЫ ДЛЯ РАЗРЕЗАНИЯ БЛЮМОВ И СЛЯБОВ

После сплошной огневой зачистки прокатанная полоса разрезается на мерные длины. Имеется довольно большое количество конструктивных вариантов блюминговых ножниц, однако

все они разделяются на две основные конструкции: ножницы с верхним резом и ножницы с нижним резом.

В процессе разрезания на ножницах с верхним резом полоса опирается на нижний неподвижный нож, и рез осуществляется за счет вертикального перемещения верхнего ножа. Чтобы давление верхнего ножа не передавалось через разрезаемую полосу на рольганг, участок рольганга за ножницами, соответствующий длине разрезаемых кусков, заменяется подъемно-качающимся столом. Ножницы этого типа просты по конструкции, но очень громоздки.

Большинство современных блюминговых ножниц выполняется с нижним резом. В этом случае после предварительного опускания верхнего ножа до верхнего уровня полосы разрезание ее производится перемещением нижнего ножа снизу вверх. В процессе разрезания отрезаемый конец полосы зажат между прижимом и суппортом нижнего ножа, чем обеспечивается перпендикулярность реза. Рольганг за ножницами рассматриваемого типа полностью разгружен от усилия резания. Благодаря возможности продольного перемещения рамы рольганга обеспечено удобное удаление обрезки, которая по наклонной плоскости скатывается под рольганг на приемную площадку конвейера для уборки обрезки.

На большинстве блюминговых ножниц в СССР принят электрический привод от двигателей постоянного тока чаще всего по системе генератор — двигатель с оставочными ножницами с применением муфт сцепления для включения

ножниц. За границей значительным распространением пользуются ножницы с гидравлическим приводом. На рис. 182 показана схема ножниц с гидравлическим приводом ножей [139]. Цилиндр 1 составляет одно целое с суппортом 5 нижнего ножа 4. Плунжер 2 связан с суппортом верхнего ножа 3. Верхний суппорт через рычаг 6 имеет пружинное уравнивание. При впуске жидкости в цилиндр 1 сначала опускается верхний нож, а затем цилиндра нижний нож разрезает заготовку снизу вверх. Существует мнение, что ножницы с гидравлическим приводом весьма просты по устройству и надежны в работе [139]. С этим мне-

нием можно согласиться, если иметь в виду только конструкцию самих ножниц. Однако при рассмотрении установки гидравлических ножниц в целом можно легко убедиться в ошибочности такой оценки, особенно применительно к ножницам с большим усилием резания.

В СССР главным образом применяются ножницы с электроприводом, причем наибольшим распространением пользуются

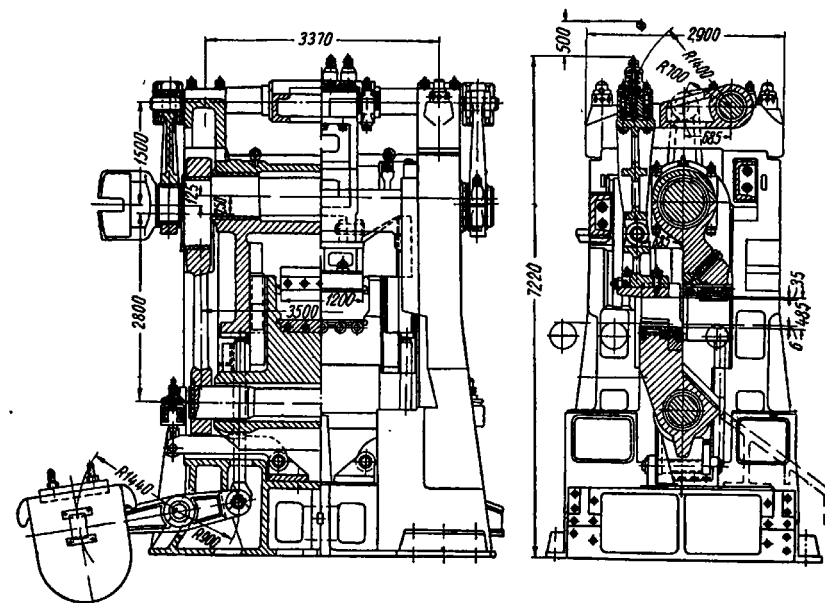


Рис. 183. Эксцентровые блюминговые ножницы с плавающим валом [140]

электрические ножницы с плавающим эксцентриковым валом и механическим прижимом конструкции ЦКБММ — НКМЗ.

На рис. 183 изображена типовая конструкция эксцентриковых ножниц с плавающим валом с максимальным давлением 1000 т в исполнении НКМЗ. Такие ножницы поставляют для всех вновь строящихся блюмингов в СССР, в частности ими снабжены все блюминги 1150, построенные УЗТМ, и вновь изготавливаемый блюминг 1300. В последнем случае максимальное давление ножниц повышено до 1250 т.

Наиболее характерными чертами конструкции блюминговых ножниц системы ЦКБММ — НКМЗ являются: плавающая система механизма резания с верхним расположением эксцентрикового вала; механический прижим, имеющий кинематическую связь с механизмом резания; привод от электродвигателя через универсальный шарнирный шпindel; грузовое уравнивание

ние верхнего суппорта и двойная система амортизаторов механизма резания — гидравлического и механического.

Механизм резания состоит из верхнего и нижнего суппортов. В верхнем суппорте на бронзовых вкладышах установлен эксцентриковый вал, а в нижнем ползуне на бронзовых втулках — ось. Суппорты соединены между собой двумя шатунами через эксцентриковый вал и ось. В ползунах закреплены ножи. Верхний суппорт перемещается в направляющих станины, а нижний суппорт в направляющих верхнего суппорта. Механический прижим перемещается с помощью рычажной системы от отдельных эксцентриков, выполненных на том же основном эксцентриковом валу ножиц. Прижим служит для получения «прямого реза» и предохранения рольганга от ударов разрезаемой полосой. Ползун прижима перемещается в направляющих, выполненных в суппорте верхнего ножа.

Для частичного уравнивания движущихся частей механизма резания применено грузовое уравнивание. Вес грузов передается через рычаги и штанги на суппорт верхнего ножа. Для погашения кинетической энергии движущихся частей механизма резания в момент, когда нижний суппорт садится на упор, ножицы имеют амортизаторы. Основную часть кинетической энергии ножиц давлением 1250 т поглощают гидравлические амортизаторы, которые в ножицах меньшего тоннажа отсутствуют.

В начальный момент опускания нижнего суппорта жидкость свободно вытесняется из цилиндров через боковые отверстия в баллон, установленный на фундаменте. После перекрытия их плунжером жидкость вытесняется через трубопровод, подсоединенный к нижнему отверстию цилиндра. На этом участке трубопровода установлен обратный клапан и регулирующий вентиль. Давление воздуха в баллоне амортизаторов 4—6 атм.

Пружинные амортизаторы служат для окончательной плавной посадки нижнего суппорта на опору.

В качестве электропривода применяются два быстроходных электродвигателя половинной мощности, работающие на общий быстроходный вал редуктора, или один тихоходный двигатель полной мощности, соединенный непосредственно с промежуточным валом привода ножиц. Исследования показали, что при передаче больших крутящих моментов на тихоходный вал, работающий в повторно-кратковременном режиме, безредукторный привод от тихоходного двигателя, с точки зрения динамики привода, является более выгодным. Поэтому на ножницах блюминга 1300 давлением 1250 т запроектирован безредукторный привод от двигателя мощностью $N = 2320$ кВт с числом оборотов $n = 0—20$ об/мин. Точная остановка кривошипного вала при наивысшем положении суппорта верхнего вала обеспечивается схемой управления двигателем.

47. ВСПОМОГАТЕЛЬНОЕ ОБОРУДОВАНИЕ НОЖИЦ БЛЮМИНГА

При ножницах блюминга имеется ряд машин для установки раската перед резом на мерную длину и для удаления обрезки.

Перед ножницами установлен сталкиватель обрезков, который предназначен для сталкивания заднего отрезанного конца раската с нижнего ножа ножиц. Сталкиватель состоит из рамы, тележки и привода. Рама представляет собой металлоконструкцию из двух продольных балок, одной поперечной балки и двух стоек. По продольным балкам на 4 катках движется

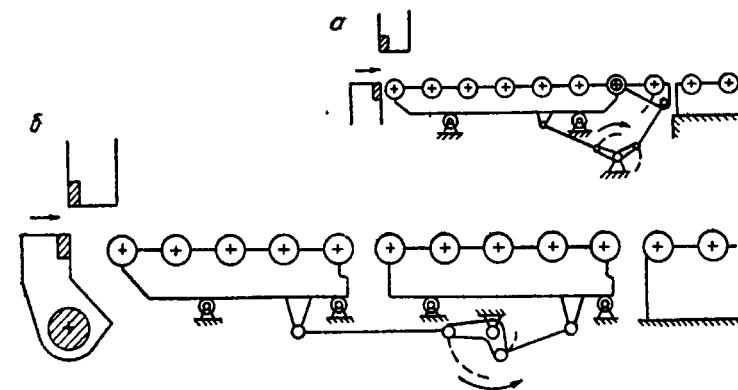


Рис. 184. Схема механизма отодвигания рольганга за ножницами [140]:

а — в исполнении ЦКБММ — НКМЗ; б — в исполнении ЭЗТМ

тележка, которая несет на себе хобот. При движении тележки вперед хобот с помощью копира, установленного на раме, опускается и сталкивает задний конец полосы на конвейер для обрезки. При движении назад хобот с помощью того же копира и ролика, закрепленного на хоботе, поднимается в исходное положение.

Для пропуска отрезанных переднего и заднего некондиционных концов полосы на конвейер для обрезки, расположенный ниже уровня пола, первая секция рольганга за ножницами сделана отодвигающейся. На рис. 184 показаны две схемы механизма отодвигания рольганга за ножницами; первая применяется НКМЗ, а вторая предложена Электростальским заводом тяжелого машиностроения (ЭЗТМ). В обоих случаях рамы подвижных секций рольгангов установлены на роликах и имеют продольное перемещение при повороте двуплечего рычага, снабженного соответствующим приводом.

Конвейер для уборки обрезков состоит из двух участков: горизонтального приемного и наклонного. В передней части конвейера установлены две станины стального литья с двумя стойками, несущими холостые (ведомые) звездочки транспортных

цепей конвейера. Рабочее полотно конвейера по всей его длине образовано стальными плитами-желобами. В месте падения на полотно обрезков приемные плиты сделаны более массивной конструкции. Обрезки перемещаются по рабочему полотну конвейера при помощи скребков, укрепленных в специальных звеньях транспортных пластинчатых цепей. Скребки снабжены бронзовыми ползунами, которые скользят по специальным направляющим, расположенным по бокам плитного настила. Скребки образуют 15-мм зазор с рабочим полотном конвейера. Привод транспортных цепей осуществляется через трехступенчатый цилиндрический редуктор от электродвигателя с регулируемым числом оборотов.

Наклонная часть конвейера завершается концевой плитой с криволинейным концом, обеспечивающим правильное направление обрезков в приемный желоб. Обрезки попадают в приемный желоб и под действием собственного веса скатываются в тележки, транспортирующие их затем в мартеновский цех для переплавки.

Для установки разрезаемого раската на определенном расстоянии от оси ножниц при резке его на мерные длины служит передвижной упор.

Передвижной упор состоит из продольных балок, опирающихся на поперечные траверсы. Последние укреплены на стойках, установленных на фундаменте. По продольным балкам посредством двух винтов перемещается каретка упора. На каретке смонтированы хобот с головкой, механизм подъема и опускания хобота и вентилятор для охлаждения двигателя механизма подъема хобота, работающего в зоне высоких температур.

48. КЛЕЙМИТЕЛЬ

После разрезания полосы на заготовки последние подвергаются клеймению. Клеймо обычно ставится на торце бляха или сляба и содержит следующие данные: условный знак завода, марку стали и номер плавки. Кроме того, при клеймении бляхов из качественных сталей ставится еще литер, позволяющий отличить первый и последний блях, отрезанный от полосы.

До недавнего времени операция клеймения производилась вручную, несмотря на то, что рабочему-клеймовщику приходилось выполнять однообразную и тяжелую работу в непосредственной близости от раскаленного металла. Теперь операция клеймения механизирована путем установки на новых бляхингах специальных машин-клеймителей. В настоящее время еще не накоплено достаточного материала по конструированию и эксплуатации клеймителей для создания типовой машины, поэтому созданные машины отличаются большим разнообразием конструктивных решений.

Конструкция одного из первых клеймителей была разработана НКМЗ [139].

Более совершенной является конструкция клеймителя, разработанная ЦКБММ. Движение молотка происходит принудительно при помощи пневматического цилиндра, что позволяет регулировать силу удара для получения четкого отпечатка клейма. Машина снабжена комплектом из 4 обойм, в которые предварительно могут быть набраны клейма для головного, последнего и промежуточных бляхов. Подача любой из 4 обойм в головку молотка может быть произведена с помощью штока, который перемещается от бокового пневматического цилиндра. Управление воздушными клапанами цилиндров автоматическое при помощи электромагнитов, действующих от фотореле, установленных на пути движения слитка.

Еще более совершенная конструкция универсального клеймителя бляхов и слябов, входящая в оборудование бляхинга 1150, разработана УЗТМ. Схема действия клеймителя УЗТМ показана на рис. 185.

Клеймитель имеет два рычага с независимыми приводами. В головке каждого рычага в Т-образном пазу установлена кассета с клеймами. Кассета, кроме основных знаков, имеет вращающийся центральный литер. Поворот его в комбинации с остальными знаками клейма позволяет отличать первый, второй, промежуточные и последний блях из каждого прокатанного слитка, что необходимо при клеймении качественных сталей. Поворот центрального литера осуществляется с помощью редуктора и пневмоцилиндра 2. Рейка, являющаяся продолжением штока цилиндра 2, находится в зацеплении с реечной шестерней 3, на валу которой насажена муфта 4. Кассета с литерами стопорится в головке рабочего рычага при помощи штока, который проходит через квадратный паз центрального литера и заканчивается лопастью 5. Лопасть 5 при горизонтальном положении рычага 1 входит в один из пазов муфты 4 механизма поворота центрального литера. При подаче воздуха в пневматический цилиндр 2 шток рабочего рычага совместно с центральным литером поворачивается на 90°. Во время падения рычага автоматически происходит обратный ход цилиндра и поворот муфты 3 в исходное положение.

Удержание рабочего рычага 1 в горизонтальном положении происходит с помощью стопорного механизма, который состоит из пневмоцилиндра 6 и стопоров 7. Включение пневмоцилиндров 6 может производиться с помощью электромагнитных воздухораспределителей как с пульта управления, так и от фотоимпульсаторов 8, установленных на пути движения слитка. При засвечивании фотоимпульсатора воздух подается в пневмоцилиндр 6, стопор 7 освобождает рабочий рычаг 1, который ударяясь о торец бляха производит клеймение.

Механизм подъема рычага состоит из пневмоцилиндра 9,

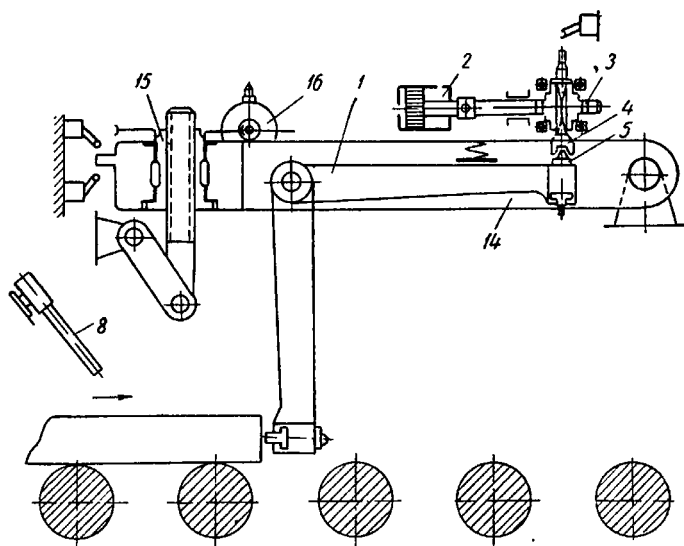
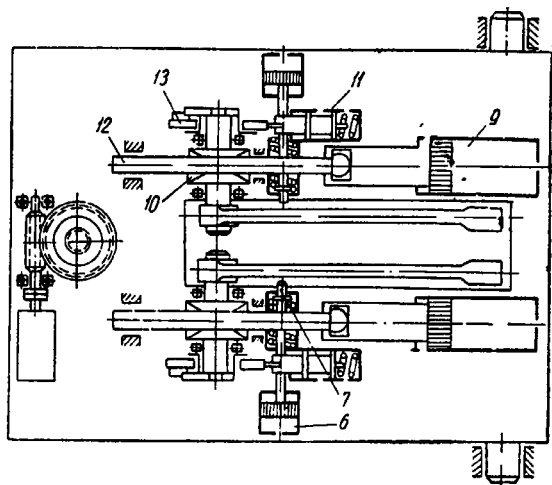


Рис. 185. Схема универсального клеймителя блюмов и слябов конструкции УЗТМ

редуктора подъема 10 и механического воздухораспределителя 11. Пневмоцилиндр 9 связан с рейкой 12 редуктора подъема, на валу которого закреплено кулачковое устройство 13, воздействующее на механический воздухораспределитель 11.

Механизм настройки клейма по высоте смонтирован в голове подвижной плиты 14 и осуществляется с помощью винтовой пары и червячной передачи 15 от электродвигателя 16. Смена кассет производится вручную.

Дальнейшее усовершенствование клеймителей идет по линии разработки различных механизмов и приспособлений для дополнительного набора и смены элементов клейма полуавтоматическим и даже автоматическим способом по заданной программе.

49. УБОРОЧНЫЕ УСТРОЙСТВА

Клеймение блюмов и слябов является последней операцией в технологии их производства, и последующее за клеймителем

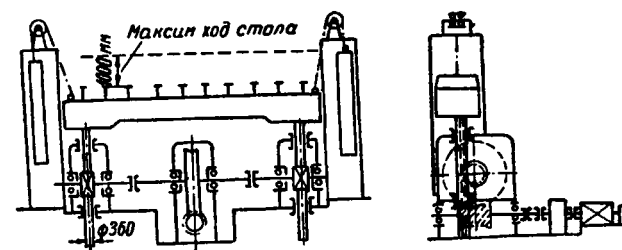


Рис. 186. Кинематическая схема штабелирующего стола конструкции УЗТМ

оборудование предназначается уже для уборки готовой продукции. Состав и расположение уборочных средств блюминга определяется местными условиями, т. е. главным образом распределением блюмов и слябов между потребителями.

Обычно одна часть продукции идет на непрерывный заготовочный стан (если он за блюмингом предусмотрен) для производства мелкой катаной заготовки, а другая поступает на промежуточный склад. Со склада слябы направляются на листопрокатные станы, блюмы частично направляются для переработки на собственных рельсобалочных и крупносортовых станах и частично отправляются другим заводам.

Уборочные устройства блюмингов обычно состоят из различных комбинаций сталкивателей, стаскивателей, шлепเปอร์ных устройств, штабелирующих столов, стеллажей, транспортных тележек для передачи металла в соседний пролет, электромагнитных кранов, пратцен-кранов и пр.

Сталкиватель для блюмов реечного типа конструкции УЗТМ имеет две штанги с зубчатыми рейками, каждая из которых

несет линейку с толкающими пальцами. При обратном ходе пальцы при наезде на блюмы свободно откидываются в противоположную сторону и таким образом не препятствуют прохождению линейки над блюмами.

Блюмы и слябы, переданные сталкивателем с отводящего рольганга, поступают на стеллаж.

Блюмы перемещаются по стеллажу уложенными в один ряд, в то время как слябы предварительно укладывают в стопы на штабелирующем столе. Стопы слябов убирают непосредственно со стеллажей с помощью кранов с лапами (пратцен-кранов).

На рис. 186 изображена кинематическая схема штабелирующего стола УЗТМ реечного типа.

Остальные уборочные машины и приспособления в оборудовании блюминга представляют собой общеизвестные конструкции транспортных устройств, применяемых в прокатных цехах любого другого назначения.

50. АВТОМАТИЗАЦИЯ РАБОТЫ БЛЮМИНГА

Важнейшим условием досрочного выполнения семилетнего плана развития народного хозяйства СССР является всемерное повышение производительности труда на основе научной организации производства, широкого применения новой техники, комплексной механизации и автоматизации производственных процессов.

Прокатное производство, в том числе и производство крупной катаной заготовки, является типичным образцом массового поточного производства, автоматизация которого может дать весьма большой производственный и экономический эффект.

Автоматический контроль и управление процессом прокатки осуществляется в настоящее время только на некоторых основных операциях. Чаще всего на автоматический режим работы переводят нажимные устройства и рабочие рольганги реверсивных станов, а также управление главным приводом стана. Однако такая частичная автоматизация не дает существенного эффекта ни в снижении трудозатрат, ни в повышении производительности станов, поскольку большая часть трудоемких вспомогательных операций, определяющих темп прокатки и задолженность рабочей силы, остается не автоматизированной. В связи с этим в новой Программе партии, принятой XXII съездом КПСС, поставлена задача о переходе от автоматизации отдельных агрегатов к комплексной автоматизации в массовом масштабе со все большим упором на переход к цехам и предприятиям-автоматам, обеспечивающим высокую технико-экономическую эффективность [1].

Современные технические средства автоматизации позволяют осуществить автоматический контроль и управление на всех стадиях производственного процесса. Поэтому практическое

внедрение комплексной автоматизации должно базироваться на постоянном совершенствовании технологических процессов и механического оборудования, на максимальном приспособлении их к условиям работы в автоматическом режиме.

Известные в настоящее время средства автоматизации можно разбить на четыре группы. Первая группа — это чувствительные элементы или датчики. Все виды датчиков служат для получения информации о ходе производственного процесса и преобразования ее в электрические сигналы, которые позволяют количественно оценить контролируемые параметры. К этой группе относятся различные типы электроконтактных, индуктивных, фотоэлектрических, радиоактивных и других датчиков. Они служат для показания величины линейных и угловых перемещений, изменения размеров изделий, расхода энергии, а также других параметров технологического процесса.

Вторая группа технических средств автоматизации служит для передачи и последующего преобразования полученной от датчиков информации. Эти средства представляют собой различные типы усилительных устройств — электронные, магнитные и полупроводниковые усилители, выпрямительные устройства и различные измерительные схемы.

Третья группа средств автоматики представляет устройства для переработки информации и принятия решения. Такую функцию могут выполнять вместо человека электронные вычислительные машины. Средства переработки информации являются наиболее сложными устройствами автоматики и выполняют разнообразные функции управления. Поэтому их часто называют управляющими машинами.

Четвертая группа технических средств автоматизации представлена исполнительными устройствами, которые выполняют команды управления и непосредственно воздействуют на ход технологического процесса. Исполнительными элементами систем автоматики являются электродвигатели постоянного и переменного тока, гидравлические и пневматические сервомоторы и другие устройства, обеспечивающие линейное и угловое перемещение исполнительных органов.

Технические средства автоматизации группируются в различные системы, обеспечивающие ту или другую степень автоматизации работы оборудования. Простейшим видом автоматизации является автоматический контроль за ходом технологического процесса, основным назначением которого является сигнализация об отклонении технологического процесса от заданного режима и прекращение процесса, если нет реакции на поданный сигнал. Мероприятия по восстановлению или изменению параметров процесса осуществляются в данном случае человеком, т. е. по-прежнему сохраняется ручное управление.

Более высокой степенью автоматизации является применение программного управления. Оно дает возможность автома-

тически чередовать отдельные операции технологического процесса по заданному циклу. Пример такой системы — программное управление нажимным устройством реверсивного стана горячей прокатки, в которой перфорированная карта с заранее заданной последовательностью изменяет от пропуска к пропуску установку нажимных винтов. Однако крупный недостаток такого вида автоматизации состоит в том, что четкая работа автоматизированных машин возможна лишь при условии неизменности всех параметров технологического процесса.

Следующим усовершенствованием в автоматическом управлении следует считать применение обратных связей, когда система обеспечивает не только правильную последовательность и длительность операции независимо от условий протекания процесса, но и автоматически регулирует ход процесса по параметрам, характеризующим его качество.

Чрезвычайно важным шагом вперед по пути дальнейшего прогресса в области автоматизации явилось внедрение систем цифрового обегачего контроля. Эти системы позволяют получать обширную информацию о работе агрегата в удобной для дальнейшей обработки форме и выявлять взаимосвязи между параметрами процесса. Система цифрового обегачего контроля в сочетании с вычислительными машинами служит необходимой составной частью комплексной автоматизации агрегата.

Вычислительные машины используются в системах управления прокатными станами в весьма разнообразном применении.

Простейшая форма использования вычислительной машины для обработки информации о технологическом процессе, имеющем ручное управление, показана на рис. 187. Оператор вводит в машину показания измерительных приборов, характеризующие технологический процесс. Вычислительная машина, выполняя функции арифмометра или логарифмической линейки, рассчитывает сводные показатели, которыми оператор пользуется при управлении технологическим процессом.

На рис. 188 приведена схема использования вычислительной машины для программного управления. В этой схеме функции вычислительной машины расширяются: она не только обрабатывает информацию о процессе, получаемую от оператора, но и непосредственно управляет процессом. Такие системы широко применяются для программного управления прокатными станами [141]. В простейшем случае вся необходимая информация может быть введена в машину при помощи перфорированной карты, которая задает число пропусков, скорости прокатки, величины обжатий и т. п. В более сложном виде перфорированная карта может задавать лишь начальные и конечные размеры полосы, ее температуру и марку стали. В соответствии с программой, заложенной в машину, система обеспечивает нахождение требуемого числа пропусков, величины обжатий, скоростей и т. д.

На рис. 189 показана схема применения вычислительной машины в системе обегачего контроля. В отличие от схемы, изображенной на рис. 187, в данной системе информации вводится в машину автоматически, для чего все измерительные приборы технологического агрегата соединяются с машиной при помощи специальных преобразователей.

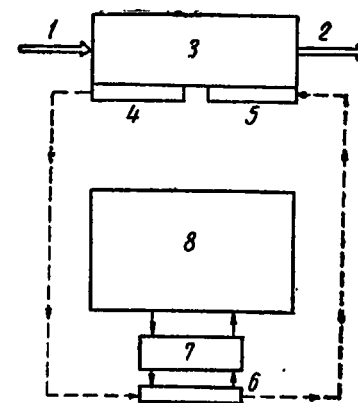


Рис. 187. Схема включения вычислительной машины в систему ручного управления технологическим процессом:
1 — исходный материал; 2 — готовый продукт; 3 — технологический агрегат; 4 — измерительные приборы; 5 — регистрирующие устройства; 6 — пульт оператора; 7 — преобразователи; 8 — вычислительная машина

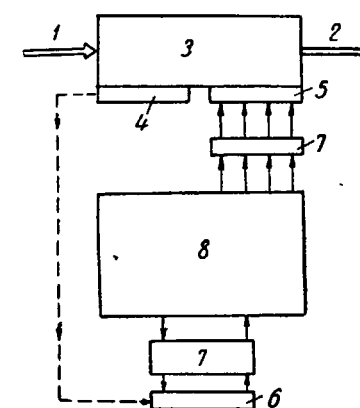


Рис. 188. Схема включения вычислительной машины в систему программного управления (обозначения те же, что и на рис. 188)

На рис. 190 приведена схема замкнутой системы управления технологическим процессом, в которой вычислительная машина не только собирает и обрабатывает информацию, но и рассчитывает наиболее эффективный режим работы агрегата, автоматически изменяя режим в соответствии с изменением условий работы агрегата. В нормальных условиях оператор не вмешивается в управление процессом, получая всю необходимую информацию в виде таблиц, отпечатанных на электрической машине. В аварийных случаях имеется возможность перевести процесс на ручное управление.

Для примера на рис. 191 приведена блок-схема автоматического управления нажимными винтами реверсивного стана [142]. Соответствующая программная карта устанавливается в прочтыватель 10. Оператор нажатием кнопки «задание программы» дает указание на «прочтение» данных, содержащихся на карте, и передачу информации на хранение в узел памяти. После нажатия кнопки «задание прохода» устанавливается рас-

твор между прокатными валками и их скорость для первого прохода. Слиток поступает на стан.

После того как конец полосы выходит за пределы угла зрения переднего фотореле, скорость стана понижается. После выхода полосы из валков тензометрический датчик, установленный на станине клетки, фиксирует окончание прохода. После этого на основании информации с программной карты устанавливается раствор между валками, скорость и направление вращения для следующего прохода. В том же порядке система действует во всех последующих пропусках.

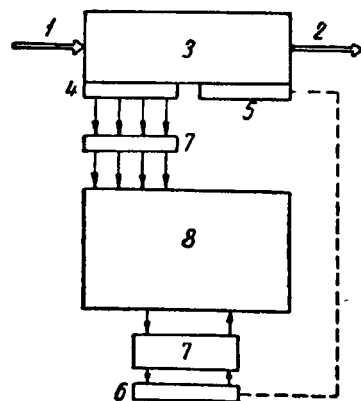


Рис. 189. Схема облагоющего контроля с вычислительной машиной (обозначения те же, что и на рис. 187)

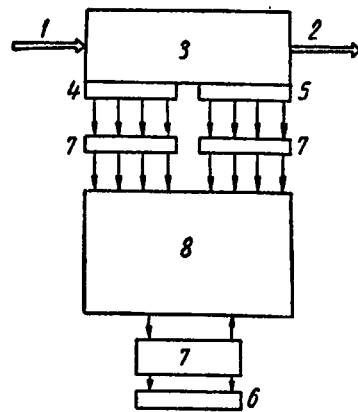


Рис. 190. Замкнутая система полной автоматизации технологического процесса (обозначения те же, что и на рис. 187)

При прокатке одного и того же типоразмера блюмов с постоянной схемой обжатия оператору достаточно нажать кнопку «задание прохода» и далее процесс прокатки будет осуществляться автоматически. При изменении программы необходимо предварительно нажать кнопку «задание программы».

При нажатии кнопки «задание прохода» соответствующее программное задание извлекается из устройства памяти и поступает в указатель числовой разницы 12 (рис. 191). В указателе сигнал задания сравнивается с фактическим и разница вновь преобразуется в управляющий электрический сигнал. Последний с помощью магнитного усилителя и системы электропривода Г—Д сводит рассогласование к минимуму. В результате устанавливается заданная величина раствора между валками.

По степени фактического внедрения автоматизации отдельных узлов технологической линии прокатного стана механизмы можно разделить на следующие группы:

1. Механизмы, для которых разработаны принципы и сред-

ства автоматизации; в СССР имеются станы, где автоматика этих механизмов осуществлена. По блюмингу сюда относятся: главный электропривод клетки, нажимное устройство, рабочие и раскатные рольганги, приемный рольганг, слитковоз и машина клеймения.

2. Механизмы, для которых разработаны и имеются средства автоматизации, но пока отсутствуют станы, где автоматизация указанных механизмов была бы внедрена. К числу таких

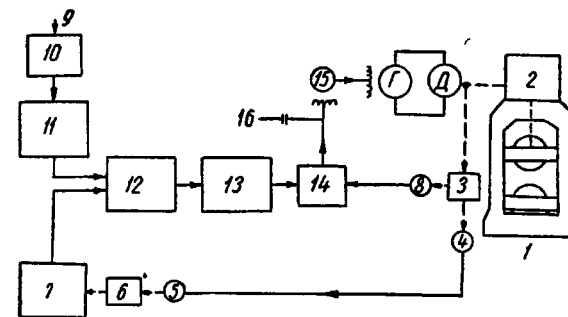


Рис. 191. Блок-схема автоматического управления нажимными винтами реверсивного стана:

1 — клеть; 2 — нажимное устройство; 3 — редуктор; 4 и 5 — синхронноследящая система; 6 — электромагнитная муфта; 7 — преобразователь электрических сигналов в числовые величины; 8 — тахогенератор; 9 — перфорированная программная карта; 10 — прочитыватель; 11 — устройство памяти; 12 — указатель числовой разницы; 13 — преобразователь числовых сигналов в управляющие электрические сигналы; 14 — магнитный усилитель; 15 — регулятор напряжения и скорости; 16 — ручное управление; Г — генератор; Д — двигатель

механизмов относятся: механооборудование нагревательных колодцев, поворотный стол, стационарный опрокидыватель, весы для слитков и заготовок, рольганги перед ножницами и за ножницами, ножницы, упор за ножницами, сталкиватели.

3. Механизмы, которые могут быть автоматизированы, но вследствие непригодности их конструкции или технологического процесса для автоматизации пока не автоматизируются. По блюмингу сюда относятся линейки манипуляторов, кантователь, клещевые краны, оборудование для контроля качества поверхности и выборочной зачистки прокатанных блюмов и слэбов.

Из сказанного следует, что, несмотря на интенсивную работу по автоматизации прокатных станов, ни у нас, ни за границей пока еще нет ни одного работающего комплексно автоматизированного блюминга. В настоящее время разработан проект первого советского блюминга-автомата 1300, на котором все стадии технологического процесса будут комплексно авто-

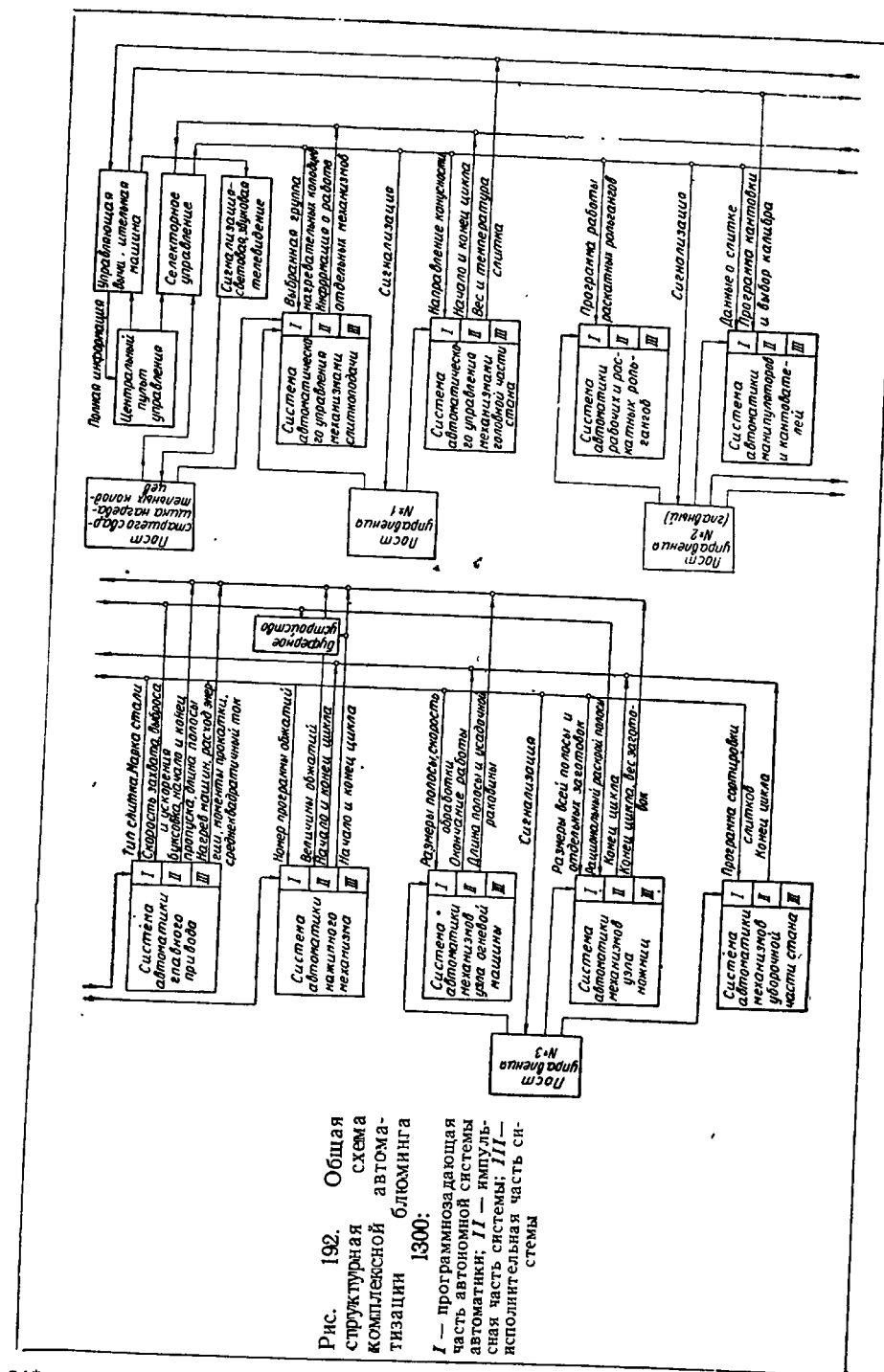
материзованы и всякий ручной труд в нормальных условиях работы стана будет полностью устранен.

На рис. 192 изображена общая структурная схема комплексной автоматики блюминга 1300. Система автоматического управления блюмингом состоит из девяти отдельных автономных систем. Каждая автономная система автоматически управляет одним механизмом или группой механизмов в зависимости от сложности выполняемых технологических функций. В общую структурную схему комплексной автоматики входят следующие автономные системы:

1. Система автоматического управления слиткоподачей, обеспечивающая заданное программой перемещение транспортных тележек кольцевой слиткоподачи и, следовательно, согласованную работу клещевых кранов и сталкивателя слитков.
2. Система автоматического управления механизмами головной части стана, к которым относятся приемный рольганг, рольганг весов, механизм весов и промежуточный рольганг.
3. Система автоматического управления рабочими и раскатными рольгангами и станинными роликами.
4. Система автоматического управления линейками манипулятора и кантователем.
5. Система автоматического управления главным приводом.
6. Система автоматического управления нажимным механизмом.
7. Система автоматического управления рольгангами и механизмами машины огневой зачистки.
8. Система автоматического управления ножницами, рольгангами у ножниц, упором и другими механизмами.
9. Система автоматического управления механизмами уборочной части стана. Сюда входят: рольганги, клеймитель, сталкиватели, упоры, штабелирующий стол, передаточная тележка и др.

Указанные автоматические системы разработаны таким образом, что имеется возможность любую из них перевести в случае надобности на ручное управление обратно, не нарушая при этом общий процесс автоматической работы стана.

Из общей структурной схемы можно видеть, что каждая автономная система связана непосредственно или через специальное селекторное устройство с управляющей вычислительной машиной. Посредством этих связей последняя получает необходимую информацию о работе механизмов в процессе продвижения слитка вдоль линии стана. В результате обработки полученной информации машина выдает указания о необходимой корректировке параметров технологического процесса, а следовательно, и режима работы оборудования. После проверки диспетчером информации, выданной машиной, вносятся соответствующие изменения в программу работы механизмов. Эти из-



менения вносятся обслуживающим персоналом или самой управляющей машиной от импульса, подаваемого диспетчером.

В проекте предполагается использовать электромагнитные реле и контакторы, а также магнитные усилители, как бесконтактные средства измерения и непрерывного регулирования ряда параметров, а также формирования необходимых технологических режимов.

В качестве основного средства автоматизации предусмотрено программное управление с обратными связями, позволяющее заранее установить наиболее рациональные режимы работы механизмов.

Автономность каждой из девяти систем автоматического управления обеспечивается тем, что она содержит собственный программирующий элемент, связанный посредством специального селекторного устройства с центральным диспетчерским пунктом. Этот программирующий элемент в зависимости от поступающих сигналов создает программу работы механизмов данного технологического узла. Программирующие устройства автономных систем выполняются малогабаритными бесконтактными и легко сочленяемыми с управляющей вычислительной машиной.

Разрабатываемая система комплексной автоматизации основывается на применении многочисленных и разнообразных датчиков и контрольно-измерительной аппаратуры. Для контроля положения и продвижения полосы на рольгангах, у рабочей клетки, у ножиц и на механизмах уборочной части стана применены фотореле металлургического типа. На приемном рольганге перед весами установлен индикатор конусности. Для контроля и регистрации температуры слитка до и после прокатки у рольганга поворотного стола и у раскатного рольганга за клетью установлены два датчика температуры слитка. Перед ножницами устанавливается измеритель длины полосы, который дает информацию в вычислительную машину рационального раскроя полосы на мерные длины. Для определения длины усадочной раковины и других пороков прокатанной полосы перед порезкой ее на ножницах блюминга устанавливается дефектоскоп. Сигналы дефектоскопа также поступают в вычислительную машину рационального раскроя. В комплект механизма весов входит датчик веса слитка. Информацию об условиях работы главного привода дают датчик статической нагрузки, датчик температуры нагрева прокатных двигателей и датчик среднеквадратичного тока.

Чтобы главный диспетчер или оператор блюминга мог в любой момент визуально наблюдать за ходом технологического процесса и работой оборудования на стане, в наиболее удобных для обозрения местах устанавливаются телевизионные съемочные камеры, которые связаны с телевизионным приемником, установленным на центральном диспетчерском пункте.

Световая сигнализация позволяет наблюдать за продвижением прокатываемого металла по стану. Для этой цели на центральном диспетчерском пункте устанавливается специальный щит-табло, на котором изображен план расположения механизмов блюминга. При поступлении полосы на определенный участок стана на этом участке загорается лампочка определенного цвета. Цвет лампочки дает представление о типе слитка или о программе прокатки.

Для предупреждения и информации персонала блюминга и нагревательных колодцев об отклонениях технологического процесса от нормального на стане установлена звуковая сигнализация. Предупредительные сигналы предварительно записываются в виде коротких фраз на магнитном барабане или ленте, например: «Слиток на механизме весов холодный» или «Среднеквадратичный ток прокатного двигателя выше нормы» и т. п. Выбор необходимого сигнала и передача его по радио в каждом конкретном случае осуществляется автоматически от импульса, поступающего от управляющей машины или от соответствующего датчика.

Из приведенного краткого описания комплексной автоматизации блюминга 1300 можно видеть, что он действительно будет станом-автоматом, на котором роль человека при нормальных условиях работы оборудования будет сведена только к общему наблюдению за показаниями приборов, информирующих о ходе технологического процесса и работе оборудования.

Внедрение комплексной автоматизации увеличит производительность блюминга за счет более рационального ведения режимов прокатки и стабильности темпа работы стана. Автоматический выбор оптимальных режимов прокатки обеспечит лучшее качество металла. Улучшится использование и уменьшится износ электро- и механооборудования и, что, на наш взгляд, самое главное, полная и комплексная механизация и автоматизация стана избавит оператора от утомительной, однообразной и в то же время напряженной работы, истощающей нервную систему.

ЛИТЕРАТУРА

1. Материалы XXII съезда КПСС, Госполитиздат, 1962.
2. П. Бриджмен. Анализ размерностей, ОНТИ, 1934.
3. Л. И. Седов. Методы теории размерностей и теории подобия в механике, ГИТТЛ, 1944.
4. И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев, В. Б. Ляшков. Деформация металла при прокатке. Металлургиздат, 1956.
5. А. И. Целиков. Теория расчета усилий в прокатных станах. Металлургиздат, 1962.
6. В. В. Мельцер-Шафран. Распределение уширения по высоте при прокатке в условиях высокого очага деформации. Труды Магнитогорского горнометаллургического института им. Г. И. Носова, вып. 8, Изд-во «Магнитогорский рабочий» 1955.
7. С. В. Макаев. Деформированное состояние при прокатке слитков на блюминге. Теория прокатки (материалы конференции по теоретическим вопросам прокатки). Металлургиздат, 1962.
8. А. А. Динник. Расчет давления металла на валки при горячей прокатке стали. Труды межвузовской научно-технической конференции «Современные достижения прокатного производства», т. I, Изд-во ЛПИ, 1958; т. II, 1959.
9. М. Я. Бровман. Влияние внешних зон на сопротивление деформации при прокатке в калибрах. Сталь, 1959, № 2.
10. Е. С. Рокотян. Исследование типового блюминга 1000 конструкции ЦКБММ ЦНИИТМАШ, кн. 73, Прокатные станы, вып. 5. Машгиз, 1955.
11. А. П. Чекарчев. О некоторых вопросах теории прокатки. Теория прокатки. Материалы конференции по теоретическим вопросам прокатки. Металлургиздат, 1962.
12. И. Я. Тарновский, В. Н. Трубин. Зоны прилипания и скольжения на контактных поверхностях очага деформации при прокатке. Труды межвузовской научно-технической конференции «Современные достижения прокатного производства», т. I. Изд-во ЛПИ, 1958.
13. С. В. Макаев. Исследование деформации при прокатке слитков на блюминге. Автореферат диссертации. Свердловск, 1961.
14. Н. В. Литовченко. Применение высоких обжатий на блюмингах. Металлургиздат, 1956.
15. В. М. Клименко и др. Увеличение производительности блюминга. Труды ИЧМ, т. XI, Прокатное производство, вып. 2, изд-во АН УССР, 1957.
16. Х. Хофф, Т. Даль. Прокатка и калибровка. Металлургиздат, 1957.
17. И. Я. Тарновский. Формоизменение при пластической обработке металлов. Металлургиздат, 1954.
18. П. А. Александров. Противоречие в современном направлении развития блюмингов и пути разрешения их. Обработка металлов давлением, вып. II. Металлургиздат, 1953.
19. А. П. Чекарчев, В. М. Клименко, В. И. Мелешко. Давление металла на валки при прокатке на блюмингах. Сб. «Прокатное и трубное производство» (приложение к журналу «Сталь»). Металлургиздат, 1958.
20. Д. И. Старченко и др. Уширение при прокатке на блюминге. Сталь, 1954, № 1.
21. А. И. Целиков, В. В. Смирнов. Влияние внешних зон на сопротивление деформации при прокатке. Сталь, 1952, № 7.
22. Ф. Е. Долженков. Некоторые закономерности процесса прокатки при больших отношениях толщины раската к диаметру валков. Труды межвузовской научно-технической конференции «Современные достижения прокатного производства», т. II. Изд-во ЛПИ, 1958.
23. Е. С. Рокотян. Силовые воздействия в обжимных и листовых станах, Вопросы обработки металлов давлением. Изд-во АН СССР, 1958.
24. Лю Хай-Куань, И. Я. Тарновский. Деформации и усилия при кузнечной вытяжке. Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 1959, № 7.
25. В. Ф. Пушкарев. К вопросу о влиянии внешних зон на сопротивление деформации при прокатке, МВТУ им. Н. Э. Баумана, Сб. «Прокатные станы и технология прокатки», вып. 84. Машгиз, 1957.
26. А. И. Целиков. Современное состояние теории давления металла на валки при продольной прокатке. Сталь, 1958, № 5.
27. А. Е. Гуревич, Е. С. Рокотян. Методы исследования прокатных станов. Металлургиздат, 1957.
28. А. П. Чекарчев и др. Исследование блюминга 1150 мм. Труды ИЧМ, т. XI, Прокатное производство, вып. 2. Изд-во АН УССР, 1957.
29. Е. С. Рокотян. По поводу выступления Ю. М. Чижикова. Труды межвузовской научно-технической конференции «Современные достижения прокатного производства», т. II. Изд-во ЛПИ, 1958.
30. В. Люэг, А. Помп. Влияние материала валков, скорости прокатки, ширины полосы и предыдущей деформации на холодную прокатку ленточной стали. Новости иностранной металлургии, 1936, № 6.
31. А. А. Динник. Влияние ширины полосы и формы калибра на давление металла на валки. Научные труды ИЧМ. Изд. АН УССР, 1957.
32. В. Ф. Пушкарев. Определение параметров, характеризующего сопротивление деформации металла при прокатке, МВТУ им. Н. Э. Баумана, Сб. «Прокатные станы и технология прокатки», вып. 80. Машгиз, 1957.
33. А. И. Гришков. Зависимость среднего удельного давления от ширины полосы при горячей прокатке в гладких валках. МВТУ им. Н. Э. Баумана, Сб. «Прокатные станы и технология прокатки», вып. 84. Машгиз, 1958.
34. В. М. Клименко. Калибровка с защемлением и экспериментальное определение давления металла на боковые грани в прямоугольных калибрах. Труды межвузовской научно-технической конференции «Современные достижения прокатного производства», т. I. Изд-во ЛПИ, 1958.
35. Е. П. Унков. Инженерная теория пластичности. Машгиз, 1959.
36. В. Валоринта. Исследование влияния температуры и скорости деформации некоторых специальных легированных сталей. Проблемы современной металлургии, 1959, № 2.
37. И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев, Л. В. Меандров и Г. А. Хасин. Механические свойства стали при горячей обработке давлением. Металлургиздат, 1960.
38. А. А. Динник. Истинные пределы текучести стали при горячей прокатке. Теория прокатки (материалы конференций по теоретическим вопросам прокатки). Металлургиздат, 1962.
39. А. И. Целиков. Прокатные станы. Металлургиздат, 1946.
40. Дж. Х. Тейлор. Power Requirements of Rolling mills, Iron and steel Eng., October, 1956.
41. М. А. Зайков, Н. В. Дадочкин. Плечо равнодействующей при прокатке между гладкими валками. Известия вузов. Черная металлургия, 1960, № 8.
42. А. А. Королев. К определению давления металла на валки при горячей прокатке. Известия вузов. Черная металлургия, 1960, № 8.
43. Ш. Гелеи. Расчет усилий и энергии при пластической деформации металлов. Металлургиздат, 1958.

44. Ю. М. Чижиков. Прокатное производство. Металлургиздат, 1958.
45. В. М. Луговской. Исследование силовых параметров процесса прокатки на блюминге. Теория прокатки (материалы конференции по теоретическим вопросам прокатки). Металлургиздат, 1962.
46. Л. М. Качанов. Механика пластических сред. Гостехиздат, 1948.
47. Л. М. Качанов. Основы теории пластичности. Гостехиздат, 1956.
48. И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев и О. А. Ганаго. Деформации и усилия при обработке металлов давлением. Машгиз, 1959.
49. В. Л. Колмогоров. Метод разрывных решений и его точность. Известия вузов. Черная металлургия, 1960, № 3.
50. Л. Прандтль. О твердости пластических материалов и сопротивлении резанию. Сб. «Теория пластичности», И. Л., 1948.
51. Р. Хилл. Математическая теория пластичности. Гостехиздат, 1956.
52. И. Я. Тарновский, В. Н. Трубин. Исследование уширения при прокатке с использованием вариационных принципов. Известия вузов. Черная металлургия, 1958, № 5.
53. Э. Орован. The Calculation of Roll Pressure in Hot and Cold Flat Rolling, Proc. Inst. Mech. Eng. т. 150. 4. 1943.
54. С. Г. Михлин. Вариационные методы в математической физике. Гостехиздат, 1957.
55. И. Я. Тарновский и др. Выбор подходящих функций при использовании метода Ритца в теории обработки металлов давлением. Известия высших учебных заведений. Черная металлургия, 1961, № 1.
56. М. А. Зайков. Режимы деформации и усилия при горячей прокатке. Металлургиздат, 1960.
57. В. Л. Павлов, Н. П. Спиридонов. Методика экспериментального исследования деформации металла при прокатке крупных слитков. Труды ИЧМ, т. XI, Прокатное производство. Изд. АН УССР, 1957.
58. А. П. Чекмарев, В. Л. Павлов. Глубина распространения пластической деформации сжатия при прокатке крупных слитков. Труды ИЧМ, т. XI, Прокатное производство. Изд. АН УССР, 1957.
59. О. Г. Музалевский. Исследование скоростей течения металла в зоне деформации при горячей прокатке алюминиевых сплавов, Труды МАТИ, вып. 21. Оборонгиз, 1951.
60. А. И. Колпашников. Течение металла при прокатке слитков из алюминиевых сплавов. Цветные металлы, 1954, № 4.
61. Т. М. Голубев. Распределение горизонтальных скоростей в очаге деформации при прокатке. Труды Сибирского металлургического института им. С. Орджоникидзе, Исследование процессов обработки металлов давлением, вып. 1. Металлургиздат, 1954.
62. Т. М. Голубев. Определение перемещений в прокатываемом металле. Сталь, 1952, № 2.
63. О. Г. Музалевский. Исследование внутреннего течения металла и напряженного состояния в зоне деформации при прокатке. МВТУ им. Н. Э. Баумана. Сб. «Прокатные станы и технология прокатки», вып. 84. Машгиз, 1958.
64. А. И. Колпашников, И. И. Иванов. Распространение деформации при прокатке. Труды МАТИ, вып. 28. Оборонгиз, 1955.
65. И. М. Павлов. Новые методы исследования процесса прокатки. Труды межвузовской научно-технической конференции «Современные достижения прокатного производства», т. I. Изд-во ЛПИ, 1958.
66. Т. М. Голубев. Распределение пластической деформации в прокатываемом материале. Теория и практика металлургии, 1937, № 1.
67. М. Л. Зарошинский. Деформация металла при прокатке на блюминге. Сб. «Обработка металлов давлением», вып. 2. Металлургиздат, 1953.
68. В. М. Клименко. Об определении величины диаметра валков блюминга. Труды ИЧМ, т. XI, Прокатное производство, вып. 2, Изд. АН УССР, 1957.
69. В. М. Клименко. Уширение металла при прокатке в блюмингах. Труды НТО ЧМ УССР, т. I, Днепропетровск, 1956.
70. М. И. Бояршинов, В. В. Мельцер. Опережение при прокатке высоких полос. Сб. «Обработка металлов давлением», вып. IV. Металлургиздат, 1956.
71. П. А. Александров. Пути развития новых больших двохвалковых блюмингов. Труды НТО ЧМ УССР, т. I, Днепропетровск, 1956.
72. С. И. Губкин. О теории жестких концов И. М. Павлова. Сталь, 1951, № 12.
73. М. Л. Зарошинский. Течение металла при прокатке в гладких валках. ЦНИИТМАШ, кн. 73, Прокатные станы, вып. 5. Машгиз, 1955.
74. Д. И. Старченко, А. М. Савченко. Исследование пластических деформаций при прокатке с помощью проволочных электротензометров. Известия вузов. Черная металлургия, 1959, № 7.
75. В. Н. Перетятко. Исследование внеконтактных областей деформации. Известия вузов. Черная металлургия, 1959, № 12.
76. И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев, С. Г. Пучков. Деформации и усилия при ковке крупных поковок. Известия вузов. Черная металлургия, 1958, № 8.
77. И. М. Павлов, Е. Базан. Исследование скольжения между валками и металлом при прокатке. Труды Московского института стали, вып. 36. Металлургиздат, 1957.
78. И. Я. Тарновский, В. Н. Трубин. Условия на контактных поверхностях при прокатке в гладких валках. Труды Уральского политехнического института им. С. М. Кирова, Сб. «Исследования в области черной и цветной металлургии», вып. 73. Металлургиздат, 1958.
79. Ф. Кербер, А. Эйхингер. Основы пластической деформации. Сталь, 1941, № 5.
80. А. И. Целиков. О положении максимума удельного давления по отношению к нейтральному сечению. Сталь, 1955, № 7.
81. А. А. Королев. Новые исследования деформации металла при прокатке. Машгиз, 1953.
82. И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев. Контактные напряжения и средние удельные давления при осадке и прокатке. Известия вузов. Черная металлургия, 1959, № 2.
83. А. П. Грудев. Современные методы исследования внешнего трения при прокатке. Теория прокатки (материалы конференции по теоретическим вопросам прокатки). Металлургиздат, 1962.
84. Е. В. Пальмов. Действие фрикционных сил в процессе деформации при прокатке. Труды Уральского промышленного института, сб. XIX. ГОНТИ, 1944.
85. Б. П. Бахтинов и М. М. Штернов. Калибровка прокатных валков. Металлургиздат, 1953.
86. И. Я. Тарновский, Ю. И. Одинокоев. Исследование кинематики течения металла и положения критического сечения при захвате и заполнении межвалкового зева металлом. Уральский научно-исследовательский институт черных металлов. Бюллетень научно-технической информации № 7. Металлургиздат, 1959.
87. Д. И. Пирязев. Исследование скольжения, контактного трения и силовых условий в очаге деформации. Теория прокатки (материалы конференции по теоретическим вопросам прокатки). Металлургиздат, 1962.
88. И. Л. Перлин. На статью А. А. Королева «Распределение контактных сил трения в зоне деформации» (отклик). Сталь, 1954, № 3.
89. В. В. Новожилов. Теория упругости. Судпромгиз, 1958.
90. А. П. Чекмарев и В. М. Клименко. Уширение кипящей, рельсовой и шарикоподшипниковой стали при прокатке на блюмингах. Сб. «Обработка металлов давлением», вып. IV. Металлургиздат, 1956.
91. К. Кодрон. Горячая обработка металлов, т. I. Машгиз, 1929.
92. Н. П. Скрыбин. Распределение продольных напряжений в полосе

при прокатке в гладких валках. Теория прокатки (материалы конференции по теоретическим вопросам прокатки). Металлургиздат, 1962.

93. С. И. Губкин, С. И. Добровольский, Б. Б. Бойко. Фотопластичность. Изд. АН БССР, 1957.

94. Е. П. Унксов. Инженерные методы расчета усилий при обработке металлов давлением. Машгиз, 1955.

95. И. Я. Тарновский и др. Исследование напряженного состояния деформируемого металла при ковке и прокатке. Известия вузов. Черная металлургия, 1959, № 3.

96. А. А. Нефедов. Выступление в прениях на конференции НТО ЧМ УССР, Труды НТО ЧМ, т. I, Днепропетровск, 1956.

97. М. М. Горенштейн. Увеличение обжатий по условиям трения при прокатке на обжимных станах. Металлургиздат, 1960.

98. А. А. Пресняков. Соотношение углов захвата при вводе металла в валки и при установившемся процессе прокатки. Сталь, 1952, № 7.

99. А. П. Грудев. Коэффициент трения на двух стадиях процесса прокатки. Сб. «Обработка металлов давлением», вып. 4. Металлургиздат, 1956.

100. С. В. Макаев. К вопросу о захвате металла валками блюминга. Сталь, 1956, № 12.

101. W. Tafel und E. Schneider. Greifen von Walzen bei veränderlicher Walzgeschwindigkeit, Stahl und Eisen, 1924, № 12.

102. А. П. Чекмарев и В. М. Клименко. Влияние скорости задачи на захват металла валками при прокатке. Научные труды Днепропетровского металлургического института. «Прокатное производство», вып. XXVII, 1951.

103. М. Л. Зарощинский. Прокатка стали. Металлургиздат, 1948.

104. А. П. Чекмарев. Методика расчета обжатий, выбора размеров калибров и определение производительности блюмингов. Труды НТО ЧМ, т. I, Днепропетровск, 1956.

105. П. М. Александров. Принципы калибровки валков блюмингов и условия деформации слитков. Труды НТО ЧМ, т. X. Металлургиздат, 1956.

106. М. П. Сидельковский, А. М. Узиенко и А. Д. Кобзун. Исследование влияния калибровки на появление поверхностных дефектов на заготовке, прокатываемой на блюминге. Сборник научно-исследовательских работ ММК, № 1, Магнитогорск, 1939.

107. Л. В. Андреюк и М. И. Игонькин. Улучшение калибровки блюминга. Металлург, 1959, № 4.

108. Черная металлургия капиталистических стран. Ч. IV, Сб. «Прокатное и трубное производство». Металлургиздат, 1958.

109. А. П. Виноградов. Калибровка прокатных валков. Металлургиздат, 1934.

110. В. А. Тягунов. Режимы прокатки на реверсивных станах. Металлургиздат, 1954.

111. Б. П. Зуев. Интенсификация работы блюминга Кузнецкого металлургического комбината и использование передовых методов труда. Труды НТО ЧМ, т. I, Днепропетровск, 1956.

112. А. П. Чекмарев и др. Прокатка сдвоенных слитков на блюминге 1150. Сталь, 1959, № 3.

113. Д. И. Старченко. Труды НТО ЧМ, Листопрокатное производство, т. X, 1960.

114. А. В. Лебедев и П. А. Устюгов. Заварка внутренних дефектов при ковке крупных поковок. Сб. «Ковка и термическая обработка», № 5. Машгиз, 1958.

115. В. Ф. Лошкарёв. Влияние технологииковки на качество металла. Сталь, 1953, № 6.

116. А. П. Чекмарев, А. А. Динник и В. П. Гречко. Деформируемость стали при прокатке с большими обжатиями. Сб. «Прокатное и трубное производство». Металлургиздат, 1958.

117. С. И. Губкин и Г. Н. Мехед. Зависимость механических свойств технического железа от предварительной деформации. Сталь, 1956, № 7.

118. А. П. Чекмарев, В. Л. Павлов и др. Интенсификация режима обжатий на блюминге 1150. Сталь, 1955, № 10.

119. Review of Industry, Wide Blooming and Slabbing Mill Practices, Journal of Metals, Sept. 1956.

120. Л. В. Андреюк. Влияние схемы прокатки слитков на блюминге на качество поверхности металла. Металлург, 1957, № 3.

121. И. С. Шулепников. О причинах «ромбленія» раската при прокатке на блюмингах. Бюллетень ЦИИЧМ, 1950, № 159 (19).

122. В. А. Тягунов. Рациональная калибровка листовых станов. Металлургиздат, 1944.

123. Н. А. Тищенко. Рациональный электропривод автоматического блюминга. Вестник электропромышленности, 1940, № 9.

124. Л. В. Андреюк. Оптимальный режим прокатки слитков на блюминге. Сталь, 1959, № 8.

125. Л. В. Андреюк. Пути повышения производительности блюмингов. Металлург, 1956, № 7.

126. Е. В. Пальмов, Е. Н. Березин. Интенсификация режимов работы слитковозов. Сб. «Расчет и конструирование заводского оборудования». Изд-во УПИ, 1960.

127. Черная металлургия США. Отчет делегации советских горняков и металлургов о поездке в США в сентябре — октябре 1958 г. ЦИИЧМ, 1960.

128. И. Н. Петров. Режим работы рабочих рольгангов блюмингов. Труды УПИ, вып. 78. Изд-во УПИ, 1960.

129. И. Н. Петров. Экспериментальное исследование удара слитка о ролики рабочего рольганга. Сб. «Расчет и конструирование заводского оборудования». Машгиз, 1958.

130. И. Н. Петров, Е. В. Пальмов. Исследование удара прокатываемой полосы о ролики рабочего рольганга. Известия высших учебных заведений МВО СССР. Черная металлургия, 1958, № 9.

131. А. И. Целиков. Механизмы прокатных станов. Машгиз, 1946.

132. И. Н. Петров. К анализу конструкций рабочих рольгангов блюмингов. Сб. «Расчет и конструирование заводского оборудования», вып. 101. Изд-во УПИ, 1960.

133. Е. А. Коршунов. Влияние работы манипулятора на производительность блюминга. Труды межвузовской научно-технической конференции «Современные достижения прокатного производства». Изд-во ЛПИ, 1958.

134. Е. А. Коршунов, Е. В. Пальмов. К вопросу о скорости перемещения линеек манипулятора блюминга. Сб. «Прокатное и трубное производство» (приложение к журналу «Сталь»). Металлургиздат, 1959.

135. Ю. М. Чижиков. Влияние различных факторов на производительность блюмингов. Труды ЦИИЧМ, вып. 16. Металлургиздат, 1959.

136. А. А. Королев. Зарубежные прокатные станы. Машгиз, 1958.

137. Н. И. Баимов, Е. В. Пальмов. О выборе рациональных параметров нажимных механизмов обжимных прокатных станов. Известия высших учебных заведений. Черная металлургия, № 10, 1958.

138. Смазка шарниров универсальных шпинделей прокатных станов. Экспресс-информация, серия ППО, 1958, вып. 17.

139. А. А. Королев. Механическое оборудование прокатных станов. Металлургиздат, 1959.

140. А. И. Целиков и В. В. Смирнов. Прокатные станы. Металлургиздат, 1958.

141. Применение вычислительных машин в системах управления металлургическими процессами. Экспресс-информация, серия ППО, 1960, вып. 3.

142. Программное автоматическое управление процессом прокатки в США. Экспресс-информация, серия ППО, 1960, вып. 3.

ОГЛАВЛЕНИЕ

Введение	3
Глава I. Усилие и мощность прокатки на блюминге	
1. Характеристика очага деформации	5
2. Экспериментальные данные о влиянии различных факторов на давление металла на валки при прокатке толстых полос	13
3. Аналитические методы определения давления металла на валки при прокатке на блюминге	21
4. Основные положения механики сплошных сред и вариационных методов в применении к прокатке	28
5. Постановка задачи и основные упрощения допущения	38
6. Давление металла на валки и мощность при прокатке на блюминге	41
7. Экспериментальная проверка формул для расчета энергосиловых параметров при прокатке на блюминге	53
8. Глубина зоны пластической деформации при прокатке толстых полос	55
9. Определение усилий и мощности прокатки на блюминге по кривым расхода энергии	65
Глава II. Деформация металла при установившемся процессе прокатки	
10. Методы экспериментального изучения деформации металла	67
11. Деформация металла при прокатке толстых полос	73
12. Распространение пластических деформаций во внешних зонах	98
13. Продольные скорости течения металла и опережение	100
14. Уширение при прокатке высоких полос	112
15. Напряженное состояние металла при прокатке толстых полос	121
Глава III. Неустановившийся процесс прокатки и условия захвата металла валками	
16. Напряженное и деформированное состояние металла в начальной стадии прокатки	135
17. Факторы, влияющие на предельные углы захвата в начальный момент и при установившемся процессе	145
18. Опытные данные по предельным углам захвата в начальный момент и при установившемся процессе	153
Глава IV. Калибровка валков блюминга	
19. Метод калибровки валков блюминга	161
20. Форма и размеры калибров	163

21. Расположение калибров на валках	169
22. Составление схем прокатки	175
23. Методы работы, интенсифицирующие прокатку на блюминге	180

Глава V. Режимы деформации и качество блюмов и слябов

24. Охлаждение слитков и образование угловых рванин	186
25. Изменение структуры и механических свойств кипящей стали в зависимости от суммарной деформации	192
26. Зависимость качества блюмов и слябов из кипящей стали от режима обжатий	201
27. Зависимость качества поверхности раскатов из спокойной стали от схемы прокатки и качества слитков	212
28. Вопросы качества и расход металла при прокатке на блюминге	217

Глава VI. Расчет оптимальных режимов прокатки на блюмингах

29. Общие положения	222
30. Оптимальные режимы прокатки из условия минимального цикла	227
31. Оптимальные режимы прокатки из условия минимального нагрева электродвигателя	241

Глава VII. Производительность блюмингов

32. Паузы при прокатке на реверсивных станах	287
33. Условия выброса раската из валков	305
34. Методика расчета оптимальных режимов прокатки из условия минимального цикла	308
35. Методика расчета оптимальных режимов прокатки из условия минимального нагрева двигателя	310
36. Примерный расчет режима прокатки	312
37. Оптимальные режимы прокатки в условиях блюминга № 2 ММК	316
38. Разработка оптимальных режимов прокатки для блюминга-автомата 1300	321
39. Двухслитковая прокатка на блюминге	328

Глава VIII. Оборудование современного блюминга

40. Оборудование слиткоподачи	334
41. Транспортные и вспомогательные устройства головного участка стана	340
42. Вспомогательное оборудование рабочей клетки блюминга	344
43. Рабочая клеть блюминга	353
44. Шарнирные шпиндели	361
45. Установка для огневой зачистки блюмов	362
46. Ножницы для разрезания блюмов и слябов	363
47. Вспомогательное оборудование, ножниц блюминга	367
48. Клеймитель	368
49. Уборочные устройства	371
50. Автоматизация работы блюминга	372

Литература 382

Авторы:

Тарновский Иосиф Яковлевич, Пальмов Евгений Васильевич, Тягунов Владимир Аркадьевич, Макеев Сергей Владимирович, Котельников Вениамин Петрович, Андреюк Леонид Васильевич

Редактор В. Б. Ляшков

Редактор издательства А. П. Скоробогачева

Технический редактор Л. В. Добужинская

Переплет художника Г. А. Жегина

Сдано в производство 2/III 1963 г.
Подписано в печать 28/VI 1963 г.
Бумага 60×90¹/₁₆ = 12,25 бум. л. = 24,5 печ. л.
Уч.-изд. л. 23,42
Заказ 1266 Изд. № 4052
Т-08723 Тираж 2400 Цена 1 р. 37 к.

Металлургиздат
Москва Г-34, 2-й Обыденский пер., 14
Типография Металлургиздата,
Москва, Цветной б., 30

ЗАМЕЧЕННЫЕ ОПЕЧАТКИ

Стр.	Строка	Напечатано	Должно быть	По чьей вине
125	рис. 78, б	○ ○ ○ ○	○3 ○2 ○4 ○1	Авт.
236	8 стр.	$j < \mu g$	$j < \mu g$	Ред.
258	7 стр.	$+ M_y \frac{n_p - n_y'}{a}$	$+ M_y \frac{n_p - n_y}{a} +$	Тип.
262	Рис. 151	Верхняя линия при	$M = 100$ расчетная	Авт.
279	4 св.	$= M_a^2 t_p +$	$= M_a^2 t_p -$	Кор.
298	16 св.	$j \geq \mu g$	j	Авт.
305	2 и 3 св.	$\sqrt{j S_p - 0,5 v_3^2}$	$\sqrt{j S_p + 0,5 v_3^2}$	»
313	Табл. 62	нормального	минимального	Кор.

Заказ 1266